

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA  
MECÂNICA**

**JUAN PABLO FLOREZ MERA**

**ANÁLISE DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM MEIOS DE  
POROSIDADE VARIÁVEL PARA TUBOS DE CALOR**

Florianópolis

2011



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA  
MECÂNICA**

JUAN PABLO FLOREZ MERA

**ANÁLISE DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM MEIOS DE  
POROSIDADE VARIÁVEL PARA TUBOS DE CALOR**

Dissertação submetida ao  
Programa de Pós Graduação em  
Engenharia Mecânica da  
Universidade Federal de Santa  
Catarina para a obtenção do Grau  
de Mestre em Ciências Térmicas  
Orientador: Profa. PhD. Márcia  
Barbosa Henriques Mantelli

Florianópolis

2011

Catalogação na fonte pela Biblioteca Universitária  
da  
Universidade Federal de Santa Catarina

F634a Florez Mera, Juan Pablo

Análise da transferência de calor em meios de porosidade variável para tubos de calor [dissertação] / Juan Pablo Florez Mera; orientadora, Marcia Barbosa Henriques Mantelli. - Florianópolis, SC, 2011.

165 p.: grafs., tabs.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.

Inclui referências

1. Engenharia mecânica. 2. Tubos de calor. 3. Materiais porosos. 4. Calor - Condução. I. Mantelli, Márcia Barbosa Henriques. II. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU 621

JUAN PABLO FLOREZ MERA

**ANÁLISE DA TRANSFERÊNCIA DE CALOR EM MEIOS DE  
POROSIDADE VARIÁVEL PARA TUBOS DE CALOR**

Esta Dissertação foi julgada adequada para obtenção do Título de Mestre em Ciências Térmicas, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica

Local, 22 de novembro de 2011.

---

Prof. Dr. Júlio César Passos  
Coordenador do Curso

**Banca Examinadora:**

---

Prof.<sup>a</sup>, Dr.<sup>a</sup> Márcia Barbosa Henriques Mantelli  
Orientadora

---

Prof., Dr. Júlio César Passos

---

Prof., Dr. Fernando Henrique Milanez

---

Prof., Dr. Samuel Luna de Abreu  
IFSC



Aos meus pais Roque e Besfalia,  
À minha irmã Mayra,  
minha família por seu esforço,  
dedicação e apoio incondicional,  
minha motivação.

À minha namorada Nury,  
por seu apoio,  
companheirismo e  
carinho,  
meu amor.





## **AGRADECIMENTOS**

Ao Deus por permitir chegar ate aqui e vencer diante das dificuldades.

Aos meus pais, Roque e Besfalia, à minha irmã Mayra, por seu esforço, dedicação, compreensão e apoio incondicional, minha motivação.

À minha namorada Nury, por seu apoio, companheirismo, carinho, meu amor.

A todos meus demais familiares por todos seus bons desejos e incentivos.

A professora Márcia Mantelli por sua orientação, por dar-me a oportunidade de fazer parte de sua equipe, por sua dedicação e acreditar em minhas capacidades.

Aos amigos da equipe do Labtucal:

Ao Gustavo Verdieri por seu apoio e acompanhamento durante a consecução deste trabalho e sua amizade.

Ao Leonardo, Válber, Kleber e Camilo por suas recomendações e valiosos aportes.

Ao Joice, Pamêla, Renato, Flavio, aos técnicos Charles e Carlos, Augusto, Fernando, João, Thomas, Kenya, Guilherme, Sylvia, Renas, Edivaldo (Labtermo), Marcos (Labcet) por sua colaboração e amizade.

A família colombiana aqui em Florianópolis:

Ao Renzo, Luis, Wilson, Leonel, Jaime, Álvaro por que estiveram em momentos difíceis desde o começo. A Tatiana, Verônica, Cindy, Elmer, Julian, Yesid, Jesus pela sua amizade e companheirismo. Aos demais amigos latinos Fernando e Willian. Aos demais colegas e amigos colombianos da nova geração Nelson, Fran, Rafael e Lorena.

Ao CNPq – Conselho Nacional de Desenvolvimento Científica e Tecnológico pela concessão de bolsas de mestrado e pelo apoio financeiro.

À UFSC – Universidade Federal de Santa Catarina, através do POSMEC – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica pelo suporte logístico para a execução dos trabalhos.

A todas as pessoas que contribuíram direta ou indiretamente para a realização deste trabalho.

“In the physical science the first essential step in the direction of learning any subject is to find principles of numerical reckoning and practicable methods for measuring some quality connected with it. I often say that when you can measure what you are speaking about, and express it in numbers, you know something about it; but when you cannot measure it, when you cannot express it in numbers, your knowledge is of meagre and unsatisfactory kind; it may be the beginning of knowledge, but you have scarcely in your thoughts advanced to estate of Science, whatever the matter may be.”

(William Thomson, Lord Kelvin, 1883)



## RESUMO

Atualmente os tubos de calor são utilizados na refrigeração de processadores de computadores portáteis e de equipamentos eletrônicos em aplicações espaciais. O principal objetivo deste trabalho é aplicar uma nova tecnologia de meios de porosidade variável em tubos de calor, visando melhorar a sua eficiência. Neste contexto, é apresentada uma revisão bibliográfica a respeito dos fundamentos e mecanismos da sinterização de materiais metálicos, assim como a respeito da modelagem e avaliação da condutividade térmica efetiva de meios porosos empacotados e sinterizados. Também é apresentada uma revisão bibliográfica versando procedimentos de caracterização termo física e modelos simplificados utilizados na modelagem térmica dos tubos de calor. Um equipamento empregando vácuo e guarda quente como sistema de isolamento térmico foi projetado e fabricado para a medição da condutividade térmica efetiva de meios porosos saturados com água destilada e metanol. Dados experimentais foram comparados com dados de literatura. Um modelo simplificado de resistências térmicas equivalentes foi proposto para a análise da transferência de calor em meios sinterizados metálicos. Por fim, protótipos de mini tubos de calor de múltipla camada de pó de cobre sinterizado foram projetados e fabricados para avaliar o comportamento do material. Resultados obtidos foram comparados com modelos matemáticos desenvolvidos para este fim. O presente trabalho fornece uma fonte de pesquisa para trabalhos futuros, provendo um modelo e um equipamento para a medição de condutividade térmica efetiva de meios porosos, que podem ser utilizados no desenvolvimento de novas tecnologias de tubos de calor desenvolvidos no Laboratório de Tubos de Calor (Labtucal / Lepten) da Universidade Federal da Santa Catarina.

**Palavras-chave:** mini tubos de calor, meios porosos multicamadas, condutividade térmica efetiva.



## ABSTRACT

Nowadays, heat pipes have been used as refrigeration devices in computer processing units in notebooks and electronic equipment for space applications. The main objective this work is the application of a novel porous media technology in heat pipes, in order to improve its thermal performance. This porous media has two layers of different porosities, which allow for improving the working fluid pumping capacity while decreasing the pressure loss. In this context, a literature review about the fundamentals of sintering mechanics of metal powder materials is presented as well as effective thermal conductivity models for sintering and packed porous media. A literature review concerning the procedures for measuring of the thermophysical properties of porous media is presented. Also, heat pipe thermal resistance simplified models are reviewed. An experimental set up, which employs vacuum and guard heater as thermal insulators, was developed to measure the effective thermal conductivity of porous media, saturated with distilled water and methanol. Experimental data were compared with literature results. A thermal resistance simplified model was proposed for the analysis of the heat transfer. Finally, prototypes of mini heat pipes of multiple copper powder sintered layers were designed and fabricated to evaluate the material physical behavior. The data were compared with mathematical models developed for this purpose. The present work provides new technology for heat pipes that can be used in the projects developed at the Heat Pipe Laboratory of the Federal University of Santa Catarina.

**Keywords:** mini heat pipes, multilayer porous media, effective thermal conductivity.





## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Pó de cobre sinterizado.....	37
Figura 2 – Mecanismos de sinterização. ....	38
Figura 3 – Diagramas de sinterização.....	40
Figura 4 – Esquema do método de espalhamento de laser.....	43
Figura 5 – Solução numérica do perfil de velocidade para o caso DLB/DLB. ....	48
Figura 6 – Etapas no processamento de imagens.....	49
Figura 7 – Representação da função de correlação $C\tilde{S}$ um pó. ....	51
Figura 8 – a) Célula unitária para um material de duas fases; b) Sistema de coordenadas proposto. ....	53
Figura 9 – a) Célula unitária; b) Circuito térmico equivalente.....	57
Figura 10 – Modelo físico da transferência de calor em uma esfera oca e condições de contorno para o problema equivalente em media esfera.....	59
Figura 11 – Condutividade térmica efetiva experimental e calculada contra a temperatura durante o aquecimento e resfriamento. ....	61
Figura 12 – Esquema de funcionamento de um tubo de calor. ....	65
Figura 13 – Circuito térmico equivalente. ....	66
Figura 14 – a. Sistema de mini canais paralelos em V (artérias) ....	69
Figura 15 – Esboço da montagem, seção transversal e o mini tubo pronto. ....	70
Figura 16 – Estrutura porosa híbrida a) Bi-modal uniformemente distribuído; b) Bi-modal com porosidade radial variável; c) Bi-modal com porosidade axial variável. ....	72
Figura 17 – Estrutura capilar formada por um meio sinterizado “bi-poros”. ....	73
Figura 18 – Bancada experimental para a medição da condutividade térmica efetiva. ....	78
Figura 19 – a) Esquema do aparato experimental: 1 flange superior; 2 flange inferior; 3 aquecedor; 4 sistema de refrigeração; 5 fluxímetro; 6 amostra; 7 guarda quente “guard heater”; 8 tubo de policarbonato; 9 passagem, <i>feed trough</i> ; 10 tubo de carregamento; 11 recirculação de água; 12 tubo de vácuo; b) Fotografia da parte interna do aparato. ....	79
Figura 20 – Fluxímetros.....	80
Figura 21 – Tampa da região refrigerada da câmara de vácuo. ....	81
Figura 22 – Sistema de resfriamento. ....	82
Figura 23 – Montagem da proteção (guard heater) a) Imagem b) Desenho.....	83
Figura 24 – Micrografias obtidas no MEV com aumento de 400 vezes: a) Pó PAC, b) Pó PAM. ....	84
Figura 25 – DOE aplicado para avaliar a condutividade media efetiva. ....	85
Figura 26 – Fabricação dos corpos de teste. ....	86
Figura 27 – Curva de sinterização dos meios porosos de cobre.....	87
Figura 28 – Amostra de pó sinterizado de cobre PAC100. ....	88
Figura 29 – Amostra pronta para teste. ....	88
Figura 30 – Lâmina de calibração de espessura de camada. ....	89
Figura 31 – Amostra para o teste de permeabilidade. ....	90

Figura 32 – Equipamento permeabilidade; 1. sistema de aquisição de dados; 2. entrada de gás; 3. válvula de controle de fluxo; 4. sensor de pressão na entrada da amostra; 5. amostra; 6. transdutor diferencial de pressão; 7. sensor de pressão na saída da amostra; 8. medidor de vazão. ....	91
Figura 33 – Amostra para o teste de permeabilidade, com uma película de sabão, durante a mediação da velocidade do gás. ....	91
Figura 34 – Esquema e corte transversal do mini tubo de calor com múltiplas camadas de meios porosos. ....	92
Figura 35 – Primeira etapa de fabricação dos mini tubos de calor. ....	93
Figura 36 – Invólucro do mini tubo de calor pronto para a deposição do pó. ....	94
Figura 37 – Montagem para aplicação da solda e lâminas de aço inox recobertas de alumina. ....	95
Figura 38 – Mini tubo de calor com porosidade variável evacuado. ....	96
Figura 39 – DOE aplicado para avaliar a resistência térmica e limite capilar dos mini tubos de porosidade variável. ....	97
Figura 40 – Bancada de teste para mini tubo de calor. ....	98
Figura 41 – Localização dos termopares no mini tubo de calor. ....	99
Figura 42 – Bancada de teste para mini tubo de calor. ....	100
Figura 43 – Célula bifásica com partículas esféricas de igual diâmetro. ....	103
Figura 44 – Metodologia de modelagem da condutividade térmica efetiva. ....	105
Figura 45 – Arranjo de partículas esféricas, a) Alinhadas; b) Não alinhadas. ....	106
Figura 46 – Circuito térmico equivalente da modelagem da condutividade térmica efetiva. ....	107
Figura 47 – Circuito térmico equivalente do experimento. ....	112
Figura 48 – Esquema de posicionamento dos termopares no experimento. ....	113
Figura 49 – Circuito térmico mini tubo plano. ....	115
Figura 50 - Granulometria a laser do pó de cobre PAM. ....	118
Figura 51 - Granulometria a laser do pó de cobre PAC. ....	118
Figura 52 – Correlação frequencial das “fatias” analisadas. ....	120
Figura 53 - Método de análise para a medição do comprimento da interface. ....	121
Figura 54 – Resultados da medição da espessura das múltiplas camadas. ....	121
Figura 55 – Resultados da medição da permeabilidade do PAM. ....	123
Figura 56 – Resultados da medição da permeabilidade do PAC. ....	123
Figura 57 – Comparação modelo proposto com arranjo de partículas alinhadas e a literatura para cobre sinterizado PAM e PAC saturado com água. ....	127
Figura 58 – Comparação modelo proposto com arranjo de partículas não alinhadas e a literatura para cobre sinterizado PAM e PAC, saturado com água. ....	127
Figura 59 – Comparação modelo proposto com arranjo de partículas alinhadas e resultados experimentais do ensaio 1 e 2 para cobre sinterizado PAM e PAC saturado com água. ....	128
Figura 60 – Comparação modelo proposto com arranjo de partículas não alinhadas e dados experimentais do ensaio 1 e 2 para cobre sinterizado PAM e PAC saturado com água. ....	129

Figura 61 – Dados experimentais do ensaio 1 e 2 para cobre sinterizado PAM100, PAM50PAC50, PAM75PAC25 e PAC saturado com água e em vácuo.....	130
Figura 62 – Dados experimentais do ensaio 1 e 2 para cobre sinterizado PAM, PAM50PAC50, PAM75PAC25 e PAC saturado com metanol. ....	131
Figura 63 – Dados experimentais para cobre sinterizado PAM, PAM50PAC50, PAM75PAC25 e PAC em vácuo. ....	132
Figura 64 – Comparação dos dados experimentais do ensaio 1 e 2 para cobre sinterizado PAM e PAC saturado com água, com os modelos da literatura. ....	133
Figura 65 – Comparação dos dados experimentais para cobre sinterizado PAM e PAC saturado com metanol, com os modelos da literatura.....	134
Figura 66 – Dados experimentais para cobre sinterizado PAM e PAC em vácuo (Ar em baixa pressão). ....	135
Figura 67 – Dados experimentais mini tubo PAM100 saturado com água e temperatura do banho a 40°C.....	139
Figura 68 – Dados experimentais mini tubo PAM50PAC50 saturado com água e temperatura do banho a 40°C.....	140
Figura 69 – Dados experimentais mini tubo PAM75PAC25 saturado com água e temperatura do banho a 40°C.....	141
Figura 70 – Comparação da resistência térmica dos três tubos de calor estudados saturados com água e temperatura do banho a 40°C.....	142
Figura 71 – Dados experimentais mini tubo PAM50PAC50 saturado com 1,3ml de água destilada e temperatura do banho 40°C. ....	143
Figura 72 – Dados experimentais mini tubo PAM50PAC50 saturado com 1,4ml de água destilada e temperatura do banho a 40°C.....	144
Figura 73 – Dados experimentais mini tubo PAM50PAC50 saturado com 1,5ml de água destilada e temperatura do banho a 40°C.....	145
Figura A.1 – Relações geométricas da célula estudada. ....	156



## LISTA DE TABELAS

Tabela 1- Sumario de regimes de fluxo. ....	45
Tabela 2- Sumário de equações de condutividade térmica efetiva para um arranjo em serie e paralelo obtidos pelo método das médias volumétricas. ....	55
Tabela 3 – Compatibilidade do fluido de trabalho versus estrutura capilar. ....	86
Tabela 4 – Fator de abrangência segundo o nível de confiança que produz com uma distribuição normal. ....	100
Tabela 5- Relação entre a medida de porosidade obtida por Imago® e pelo princípio de Arquimedes. ....	119
Tabela 6- Resultado da medição de raio critico. ....	119
Tabela 7- Sumário dos valores experimentais da permeabilidade. ....	122
Tabela 8- Propriedades físicas do cobre. ....	125
Tabela 9 - Resultado de cálculo do raio do pescoço. ....	125
Tabela 10- Resultado da calculo do ângulo de contato. ....	125
Tabela 11- Resultado do cálculo da resistência de condução pelas esferas em contato. ....	126
Tabela 12- Quantidade de água teórica. ....	138
Tabela B.1- Incerteza de medição da temperatura. ....	159
Tabela B.2- Incerteza de medição da longitude. ....	160
Tabela B.3 - Resultados da medição e as incertezas combinadas expandida medição condutividade térmica efetiva do cobre-água. ....	162
Tabela B.4 - Resultados da medição e as incertezas combinadas expandida medição condutividade térmica efetiva do cobre-metanol. ....	162
Tabela B.5 - Resultados da medição e as incertezas combinadas expandida medição condutividade térmica efetiva do cobre - vácuo. ....	163



## **LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS**

ABTN	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AEB	Agencia Espacial Brasileira
ASM	American Standard Metals
CFC	Empacotamento do tipo cúbico de face centrada
CS	Empacotamento do tipo cúbico simples
DFB	Darcy - Forchheimer - Brinkman
DLB	Darcy -Lapwood - Brinkman
DOE	Design Of Experimental
EXP	Experimento
LHP	Loop Heat Pipes
LabMat	Laboratório de materiais
Imago®	Software para análise digital de imagens
INMETRO	Instituto Nacional de Metrologia, Normalização e Qualidade Industrial
MEV	Microscopia eletrônica de varredura
MHP	Mini heat pipe





## LISTA DE SÍMBOLOS

### Alfabeto Latino

$T_M$	Temperatura de fusão do material	[°C]
$\dot{x}$	Taxa de crescimento do pescoço	[m/s]
$x$	Raio do pescoço	[m]
$r$	Raio das esferas	[m]
$d_f$	Força motriz do processo de sinterização	[m <sup>-1</sup> ]
$D_s$	Difusão superficial	[m <sup>2</sup> /s]
$k_B$	Constante de Stefam-Boltzmann	[J/N]
$Q_s$	Energia de ativação difusão superficial	[kJ/mol]
$r_m$	Raio de curvatura do pescoço	[m <sup>-1</sup> ]
$\hat{R}e_k$	Numero de Reynolds baseado na raiz quadrada da permeabilidade	
$K$	Permeabilidade	[m <sup>2</sup> ]
$P_i$	Pressão absoluta de entrada	[Pa]
$P_0$	Pressão absoluta na saída	[Pa]
$L$	Espessura	[m]
$P$	Pressão de referência	[Pa]
$v_s$	Velocidade	[m/s]
$k_1$	Permeabilidade de Darcy	[m <sup>2</sup> ]
$k_2$	Permeabilidade de não darciana	[m <sup>2</sup> ]
$Z_{\mathfrak{Z}}(\mathbf{x})$	Função de fase	
$\phi_{\mathfrak{Z}}$	Fração volumétrica da fase $\mathfrak{Z}$	
$\mathbf{x}$	Vetor de posição	[Pixels]
$\hat{\mathbf{u}}$	Deslocamento arbitrário entre dois pixels.	[Pixels]
$C_{\mathfrak{Z}}$	Segundo momento estatístico	
$k_e$	Condutividade térmica efetiva	[W/(m · K)]
$k_{\sigma}$	Condutividade térmica do sólido	[W/(m · K)]
$k_{\beta}$	Condutividade térmica do fluido	[W/(m · K)]
$f_o$	Fator experimental	
$\mathbf{k}$	Relação $k_{\sigma}/k_{\beta}$	
$P_1$	Porosidade numa direção do sistema cartesiano	
$k_0$	Condutividade térmica do material na densidade teórica	[W/(m · K)]
$q$	Potência	[W]
$R_s$	Resistência no contacto das esferas rugosas	[K/W]
$R_L$	Resistência térmica de constrição e ou expansão	[K/W]
$R_m$	Resistência térmica do gás no micro contato	[K/W]

$R_G$	Resistência térmica do gás	$[K/W]$
$k_g$	Condutividade térmica do gás	$[W/(m \cdot K)]$
$a_L$	Raio do macro contato	$[m]$
$A, B, S$	Parâmetros geométricos	
$a$	Raio interno da esfera oca	$[m]$
$b$	Raio externo da esfera oca	$[m]$
$k_s$	Média harmônica das condutividades térmicas	$[W/(m \cdot K)]$
$F$	Força	$[N]$
$H$	Micro dureza	
$R_1, R_2$	Resistências das lâminas do invólucro da amostra	$[K/W]$
$l$	Comprimento da amostra	
$\bar{Q}$	Fluxo de calor médio	$[W]$
$T_q$	Temperaturas do fluido no evaporador	$[^{\circ}C]$
$T_f$	Temperaturas do fluido no condensador	$[^{\circ}C]$
$R_t$	Resistência térmica total	$[^{\circ}C/W]$
$r_c$	Raio critica do meio poroso	$[m]$
$C$	Constante do tipo de fluido	
$f_v$	Fator de fricção	
$Re_v$	Número de Reynolds para o fluxo de vapor	
$r_{h,v}$	Raio hidráulico do canal de vapor	$[m]$
$A_v$	Área transversal ao fluxo de vapor	$[m^2]$
$A_w$	Área transversal ao fluxo de liquido	$[m^2]$
$h_v$	Entalpia do vapor	$[kJ/kg]$
$h_{lv}$	Entalpia de saturação	$[kJ/kg]$
$l_{ef}$	Comprimento efetivo do tubo de calor	$[m]$
$g$	Gravidade	$[m/s^2]$
$k_r$	Condutividade térmica do material de referência	$[W/m K]$
$T_{2,f}, T_{1,f}$	Temperaturas de entrada e saída zona fria	$[^{\circ}C]$
$T_{2,q}, T_{1,q}$	Temperaturas de entrada e saída zona quente	$[^{\circ}C]$
$x_{2,f}, x_{1,f}$	Posição dos termopares na zona fria	$[m]$
$x_{2,q}, x_{1,q}$	Posição dos termopares na zona quente	$[m]$
$Q_1, Q_2, Q_3$	Primeiro, secundo e terceiro quartiis	$[m]$
$R_L^{\sigma}$	Resistência de constrição e ou expansão no sólido	$[K/W]$
$R_E^{\beta}$	Resistência de constrição e ou expansão no fluido	
$R^{\beta}$	Resistência de total da fase fluida	$[K/W]$
$R_p^{\sigma}$	Resistência do pescoço no sólido	$[K/W]$
$R_p^{\beta}$	Resistência do pescoço no fluido	$[K/W]$
$c$	Raio da superfície de contato	$[m]$
$R^*$	Resistência adimensionalizada, $R^* = k_{\sigma} x R_L$	
$r_p^{\sigma}(z)$	Raio do pescoço na fase sólida em função do z	$[m]$
$r_p^{\beta}(z)$	Raio do pescoço na fase fluida em função do z	$[m]$

$P_e$	Calor transferido para o tubo de calor	[W]
$\overline{T}_{eva}$	Temperatura média no evaporador	[°C]
$\overline{T}_{cond}$	Temperatura média no condensador	[°C]
$u$	Incerteza padrão	
$U$	Incerteza combinada	
$k_p$	Fator de abrangência	
$s$	Semiperímetro do triângulo ABC	[m]
$\overline{a}, \overline{b}, \overline{c}$	Lados do triângulo ABC	[m]
$A_k$	Área do triângulo	[rad]

## Alfabeto Grego

$\alpha$	Ângulo de contato subtendido na esfera	[rad]
$\gamma_s$	Energia superficial	[J/m <sup>2</sup> ]
$\delta_s$	Espessura superficial efetiva	[m]
$\delta D_{ov}$	Pre-exp difusão superficial	[m <sup>3</sup> /s]
$\Delta T$	Diferença das temperaturas medidas na amostra	[°C]
$\varepsilon$	Porosidade	
$\theta$	Ângulo de contato	[rad]
$\Lambda$	Constantes experimentais	
$\mu$	viscosidade dinâmica do fluido	[kg/(m · s)]
$\bar{\mu}$	Media de $P_1$	
$\mu_v$	Viscosidade dinâmica do vapor	[kg/(m · s)]
$\mu_l$	Viscosidade dinâmica do líquido	[kg/(m · s)]
$\xi$	Relação $b/a$ para esfera oca	
$\rho$	Densidade teórica do material	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_p$	Densidade do meio poroso	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_v$	Densidades do vapor	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_l$	Densidades do líquido	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\sigma$	Tensão superficial	[J/m <sup>2</sup> ]
$\hat{\sigma}$	Média RMS das rugosidades	
$\bar{\sigma}$	Desvio padrão de $P_1$	
$\varphi$	Coefficiente de consolidação Handley (1985)	
$\phi$	Ângulo polar	[rad]
$\phi_{\mathfrak{S}}$	Fração volumétrica da fase $\mathfrak{S}$	
$\psi$	Coefficiente de consolidação Atabaki e Baliga (2006)	
$\Omega$	Volume atômico	[m <sup>3</sup> ]



## SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO .....</b>	<b>33</b>
1.1 OBJETIVOS.....	35
1.1.1 Objetivo Geral.....	35
1.1.2 Objetivos Específicos .....	35
<b>2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....</b>	<b>36</b>
2.1 MATERIAIS POROSOS SINTERIZADOS .....	36
2.1.1 Sinterização .....	36
2.1.1.1 Sinterização de pó solto .....	41
2.1.2 Caracterização de meios porosos.....	42
2.1.2.1 Distribuição de tamanho de partícula.....	43
2.1.2.2 Porosidade.....	44
2.1.2.3 Permeabilidade .....	45
2.1.3 Análises de imagens .....	49
2.1.3.1 Processamento de Imagens .....	49
2.2 CONDUTIVIDADE TÉRMICA EFETIVA EM MEIOS POROSOS.....	51
2.2.1 Meios porosos não sinterizados.....	52
2.2.1 Meios porosos sinterizados.....	60
2.3 TUBOS DE CALOR .....	63
2.3.1 Introdução .....	63
2.3.2 Princípios fundamentais.....	64
2.3.3 Modelagem térmica .....	66
2.3.4 Limite capilar .....	67
2.3.5 Estudos em tubos de calor .....	68
2.3 SUMÁRIO .....	73
<b>3 ESTUDO EXPERIMENTAL.....</b>	<b>75</b>
3.1 CARACTERIZAÇÃO DOS MEIOS POROSOS E DOS PÓS .....	75
3.1.1 Distribuição de tamanho de partícula.....	75
3.1.2 Porosidade .....	76
3.1.3 Medição do raio crítico do poro.....	76
3.2 CONDUTIVIDADE TÉRMICA EFETIVA.....	77

<b>3.2.1 Bancada experimental .....</b>	<b>77</b>
<b>3.2.2 Planejamento experimental .....</b>	<b>83</b>
<b>3.2.3 Amostras.....</b>	<b>86</b>
3.2.3.1 Amostra de uma camada.....	87
3.2.3.2 Amostra de dupla camada.....	89
<b>3.3 PERMEABILIDADE .....</b>	<b>90</b>
<b>3.4 MINI TUBOS DE CALOR .....</b>	<b>92</b>
<b>3.4.1 Fabricação .....</b>	<b>93</b>
<b>3.4.2 Projeto experimental .....</b>	<b>96</b>
<b>3.4.3 Bancada experimental .....</b>	<b>97</b>
<b>3.5 ANÁLISE DE INCERTEZA.....</b>	<b>99</b>
<b>4 MODELAGEM MATEMÁTICA .....</b>	<b>102</b>
<b>4.1 MODELO DA CONDUTIVIDADE TÉRMICA EFETIVA.....</b>	<b>102</b>
<b>4.1.1 Parâmetros geométricos.....</b>	<b>102</b>
<b>4.1.2 Hipóteses do modelo.....</b>	<b>105</b>
<b>4.1.3 Análise térmica .....</b>	<b>107</b>
4.1.3.2 Cálculo da resistência térmica de constrição/expansão no líquido e sólido .....	108
4.1.3.3 Cálculo das resistências na região do pescoço.....	109
4.1.3.4 Solução da condutividade térmica efetiva .....	110
<b>4.2 MODELO PARA DETERMINAÇÃO DA CONDUTIVIDADE TÉRMICA EFETIVA A PARTIR DE DADOS EXPERIMENTAIS .....</b>	<b>111</b>
<b>4.3.1 Modelo do limite capilar .....</b>	<b>114</b>
<b>4.3.2 Modelagem da resistência térmica global.....</b>	<b>115</b>
<b>5. RESULTADOS E DISCUSSÕES .....</b>	<b>117</b>
<b>5.1 CARACTERIZAÇÃO DOS MEIOS POROSOS E DOS PÓS .....</b>	<b>117</b>
<b>5.1.1 Distribuição de tamanho de partícula.....</b>	<b>117</b>
<b>5.1.2 Porosidade.....</b>	<b>119</b>
<b>5.1.3 Medição do raio crítico do poro.....</b>	<b>119</b>
<b>5.1.4 Determinação da espessura da interface entre meios porosos .....</b>	<b>120</b>
<b>5.1.5 Permeabilidade .....</b>	<b>122</b>

5.2 AVALIAÇÃO DOS MODELOS DE CONDUTIVIDADE TÉRMICA EFETIVA .....	124
<b>5.2.1 Comparação dos resultados experimentais e teóricos.....</b>	<b>124</b>
5.2.1.1 Meios porosos sinterizados de uma camada .....	126
5.2.1.2 Meios porosos sinterizados de múltipla camada.....	130
<b>5.2.3 Comparação de dados experimentais com os da literatura.....</b>	<b>132</b>
<b>5.2.3 Sumário.....</b>	<b>136</b>
5.3 RESULTADOS DA APLICACAO DE MEIOS POROSOS DE MULTIPLAS CAMADAS EM TUBOS DE CALOR .....	137
<b>5.3.1 Quantidade do fluido de trabalho.....</b>	<b>137</b>
<b>5.3.2 Distribuição de Temperaturas .....</b>	<b>142</b>
<b>5.3.3 Sumário.....</b>	<b>145</b>
<b>6 CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS.....</b>	<b>147</b>
<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>149</b>
<b>APÊNDICE A – Análise geométrica.....</b>	<b>156</b>
A.1 Relações geométricas do modelo físico da condutividade térmica. ....	156
<b>APÊNDICE B – Análise de incertezas.....</b>	<b>159</b>
B.1 ANALISE DE INCERTEZA DA CONDUTIVIDADE TÉRMICA EFETIVA .....	159
<b>B.1.1 Incerteza da temperatura .....</b>	<b>159</b>
<b>B.1.2 Incerteza do comprimento.....</b>	<b>160</b>
<b>B.1.3 Incerteza expandida na medição condutividade térmica efetiva.....</b>	<b>161</b>
B.2 ANALISE DE INCERTEZA DA RESISTÊNCIA TÉRMICA DOS MINI TUBOS DE CALOR DE MÚLTIPLA CAMADA .....	163
<b>B.2.1 Incerteza da potencia aplicada no tubos de calor .....</b>	<b>163</b>
<b>ANEXO A – Testes composição química .....</b>	<b>165</b>





## 1 INTRODUÇÃO

O avanço tecnológico da microeletrônica permitiu o aumento da capacidade de transporte de informações dos microprocessadores e a redução do seu tamanho, tornando os computadores mais rápidos e menores. Porém, esses avanços apresentam consequências como uma maior taxa de produção de calor, elevando a temperatura de operação desses componentes. Esse aumento de temperatura ocorre devido ao efeito Joule presente nos sistemas eletrônicos. Desta forma, a dissipação térmica torna-se um dos limitantes no desenvolvimento dos microprocessadores.

Para atender a essas necessidades, estão em estudo diversos sistemas de arrefecimento. Dentre esses, se destacam os tubos de calor. Tubos de calor são dispositivos que atuam como supercondutores de calor, aproveitando a mudança de fase de um fluido. O tubo de calor é composto por um invólucro metálico, revestido internamente por um material poroso e um fluido de trabalho. O material poroso é responsável pelo bombeamento do fluido de trabalho da região do condensador para o evaporador. Atualmente os tubos de calor são utilizados na refrigeração de processadores de computadores portáteis e de equipamentos eletrônicos de aplicação espacial.

Nesse trabalho é proposto o desenvolvimento e o emprego de uma nova tecnologia de materiais com porosidade variável em mini tubos de calor. Meios porosos convencionais apresentam limitada capacidade de transferência térmica, quando são projetados para proporcionar alta capacidade de bombeamento capilar. Para melhorar a capacidade de bombeamento do fluido de trabalho, reduzem-se os diâmetros dos poros, portanto, a permeabilidade do meio. Assim meios com pequenos poros apresentam grande capacidade de bombeamento do fluido de trabalho, por outro lado, grande perda de carga no transporte do fluido. Uma combinação adequada dessas propriedades é fundamental para se atingir o máximo desempenho de um mini tubo de calor. Materiais com porosidade multicamadas são propostos para aumentar a eficiência de mini tubos de calor. Esses arranjos apresentam alto bombeamento capilar, sem diminuição da permeabilidade.

No Capítulo 2 deste trabalho é apresentada uma revisão dos principais parâmetros envolvidos no processamento de materiais metálicos porosos sinterizados, a partir de uma descrição física da sinterização de meios particulados metálicos, baseada em modelos clássicos da literatura. Como estes meios porosos serão aplicados a

tubos de calor, especial atenção é dada para a determinação de propriedades relevantes como: permeabilidade, porosidade, raio crítico, distribuição de tamanho de partícula e condutividade térmica efetiva.

O Capítulo 3 se concentra na descrição dos procedimentos experimentais adotados. É apresentada a metodologia experimental proposta para a medição das propriedades termofísicas dos meios porosos produzidos. São descritos os aparatos de testes projetados e construídos para a avaliação do funcionamento dos mini tubos de calor com meios porosos de múltiplas camadas. A técnica de análise de imagens é apresentada como uma ferramenta de medição, através de princípios estadísticos e com ajuda do software Imago®. São também apresentados de forma detalhada os procedimentos experimentais empregados na medição da permeabilidade, assim como da condutividade térmica efetiva de meios porosos saturados ou não com o fluido de trabalho.

O Capítulo 4 apresenta os modelos desenvolvidos no presente trabalho. É desenvolvido um modelo para a determinação da condutividade térmica efetiva de meios porosos sinterizados, baseado em soluções teóricas de transferência de calor em sólidos, desenvolvidas na literatura. Para isto, na primeira seção do capítulo, um modelo físico adotado para o desenvolvimento do modelo matemático de condutividade térmica efetiva é proposto. Modelos de resistências térmicas equivalentes também são apresentados. As formulações empregadas para a determinação dos parâmetros obtidos a partir de testes experimentais são listadas.

No Capítulo 5 são apresentados os resultados obtidos a partir da caracterização dos meios porosos, assim como os resultados das medições da condutividade térmica efetiva e da avaliação dos meios porosos estudados, aplicados nos mini tubos de calor. Os resultados teóricos foram comparados com modelos disponíveis na literatura e com os dados experimentais obtidos.

Finalmente, no Capítulo 6, um resumo dos principais resultados do estudo é apresentado junto com sugestões para novas pesquisas que abordariam outros fenômenos físicos também importantes para o funcionamento do mini tubos de calor que empregam meios porosos sinterizados em múltiplas camadas.

Este trabalho faz parte da linha de pesquisa de tubos de calor do Laboratório de Tubos de Calor (LABTUCAL/LEPTEN) da Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC). Essa linha de pesquisa foi iniciada em 2001, onde mini tubos de calor foram desenvolvidos em parceria com a Agência Espacial Brasileira (AEB) para aplicações

espaciais, com a finalidade de monitorar termicamente equipamentos eletrônicos em satélites.

## **1.1 OBJETIVOS**

### **1.1.1 Objetivo Geral**

O objetivo geral do presente trabalho é avaliar o desempenho térmico de mini tubos de calor cujos meios porosos apresentam porosidade variável.

### **1.1.2 Objetivos Específicos**

Como objetivos específicos podem-se citar:

- Caracterizar o material poroso produzido (porosidade, permeabilidade, condutividade térmica efetiva, raio crítico e etc.).
- Projetar e desenvolver um equipamento para medir a condutividade térmica efetiva de meios porosos.
- Projetar um mini tubo de calor.
- Construir e testar o mini tubo de calor.
- Avaliar o seu desempenho térmico.

## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo é apresentado o estado da arte em mini tubos de calor. São também descritos os processos de fabricação e caracterização de materiais porosos sinterizados disponíveis na literatura, assim como os procedimentos empregados para a determinação das propriedades termofísicas de meios porosos, com foco na condutividade térmica efetiva. A seguir é apresentada uma breve revisão sobre os princípios físicos de funcionamento de tubos de calor e procedimentos adotados para a sua modelagem.

### 2.1 MATERIAIS POROSOS SINTERIZADOS

Os meios porosos normalmente utilizados em tubos de calor podem ser separados em três grandes grupos: meios porosos sinterizados, malhas metálicas e micro ranhuras. Neste capítulo é apresentada uma descrição dos meios porosos sinterizados, os quais são distintos dos meios porosos não sinterizados, como os sistemas de partículas compactadas (*bed paked*). Processos de fabricação são descritos e trabalhos desenvolvidos desde a década de 70 são citados, pois permitem descrever aspectos básicos do processo de sinterização de materiais metálicos, além de fornecer informações necessárias para a análise da condutividade térmica efetiva. Nas seções seguintes são apresentadas algumas propriedades importantes, necessárias a modelagem da transferência de calor e massa, assim como os métodos mais comuns de medição destas propriedades, alguns dos quais são empregados no presente trabalho.

#### 2.1.1 Sinterização

A sinterização é uma das etapas do processamento de materiais a partir do pó. Segundo Coble (1960) o termo sinterização pode ser relacionado às mudanças na forma, à redução do tamanho do poro e ao

crescimento de grãos<sup>1</sup>, que as partículas em contato sofrem durante um processo de aquecimento. Thümmler e Oberacker (1993) expõem que não há uma definição genérica para sinterização e a definem como o transporte de material termicamente ativado em uma massa de pó ou em um compactado poroso, onde a superfície específica é reduzida por crescimento do contato entre as partículas.

Na Figura 1 são apresentadas partículas esféricas de pó de cobre sinterizado, onde pode-se visualizar o pescoço formado no ponto de contato entre duas partículas. A dimensão do pescoço formado depende de parâmetros como: velocidade de aquecimento, tempo e temperatura de sinterização e material da partícula, assim como dos mecanismos de transporte de massa. Conforme o tipo do material utilizado, é requerida a presença de uma atmosfera de proteção que impede a formação de compostos como óxidos, os quais dificultam o processo de sinterização, Klein (1992).

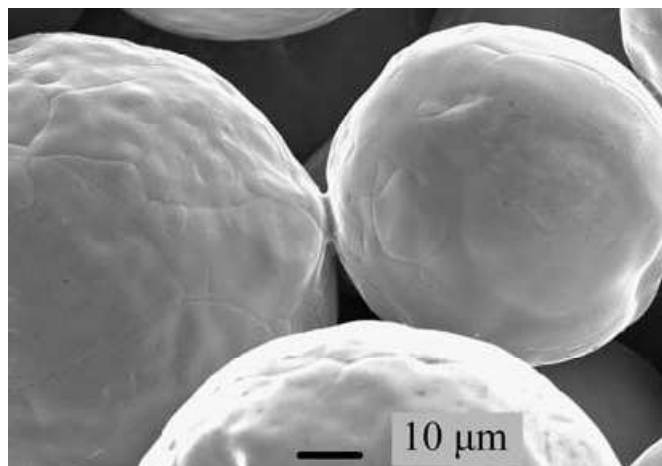


Figura 1 – Pó de cobre sinterizado.

Fonte: Huang (2007).

O crescimento dos grãos e sua densificação acontecem segundo o mecanismo de transporte de massa. Swinkles e Ashby (1981) classificaram os mecanismos de transporte de acordo com a contribuição

---

<sup>1</sup> Conforme Thümmler e Oberacker (1993) grãos constituem uma partícula, e as partículas por sua vez constituem um aglomerado.

de cada um. Os principais mecanismos estão mostrados na Figura 2. Eles podem acontecer em nível superficial ou volumétrico, dependendo da força motriz dominante (Klein, 1992). São classificados como: mecanismos superficiais (difusão superficial), difusão na fronteira do grão e evaporação. A difusão na fronteira do grão é um mecanismo de difusão que ocorre devido a defeitos de grão (vacâncias, interstícios e discordâncias). Segundo Swinkles e Ashby (1981) todos os mecanismos contribuem para o crescimento do pescoço, mas só os mecanismos 4,5 e 6, apresentados na Figura 2, contribuem para a densificação do material.  $r$  representa o raio da partícula esférica,  $r_m$  é o raio de curvatura na região de pescoço e  $x$  é o raio do pescoço<sup>2</sup>.

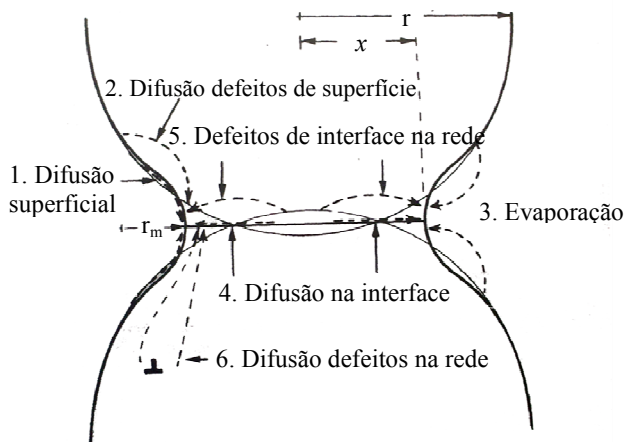


Figura 2 – Mecanismos de sinterização.

Fonte: Swinkles e Ashby (1981).

O processo de sinterização é dividido em estágios ligados ao crescimento e formação do pescoço e às etapas de crescimento do grão e densificação do material particulado. Segundo Thümmler e Oberacker (1993), a sinterização pode ser descrita em três estágios:

- **Primeiro estágio:** Os contatos entre partículas são transformados em pontes sinterizadas, os pescoços, que correspondem a microsoldas localizadas no contato entre as partículas. De acordo com um modelo experimental, o pescoço

<sup>2</sup> O raio do pescoço é o raio da circunferência contida no plano tangente as duas esferas no ponto de contato.

cresce seguindo uma lei exponencial em função do tempo. Nesta etapa, os contatos entre as partículas possuem a forma de microplanos e seus tamanhos dependem da pressão de compactação. A retração do pó é pequena e os poros ainda estão irregulares e interconectados e, portanto, as partículas permanecem discretas sem perda de seus formatos originais após a compactação.

- **Estágio intermediário:** a maior parte da retração acontece neste estágio. As partículas começam a perder suas formas originais, com consequente mudança das propriedades do componente pela formação de uma nova microestrutura.
- **Estágio final:** os poros isolados tornam-se cada vez mais esféricos e a densificação pode atingir valores próximos à densidade teórica do material. Em casos onde os gases não difundem para fora do poro, ficando presos no seu interior, a porosidade não poderá mais ser reduzida. Quando os poros são essencialmente vazios (sinterização a vácuo), ou quando os gases aprisionados difundem facilmente através da matriz sólida, uma lenta densificação pode ocorrer posteriormente, especialmente em microestruturas de grãos refinados.

Baseado em dados experimentais, Ashby (1974) apresentou um conjunto de diagramas de sinterização para arames e materiais com partículas de forma esférica. Swinkles e Ashby (1981) realizaram um trabalho, onde modificações nos mecanismos de difusão de rede superficial e de difusão na fronteira foram introduzidas, assim como um novo conceito da redistribuição de fluxo de massa, o que modificou o modelo do contorno do pescoço. Os diagramas descrevem o aumento do comprimento do raio do pescoço, assim como a influência do tipo mecanismo de transferência de massa, em função da temperatura e tempo do processo. Na Figura 3 é apresentado um digrama de sinterização para um pó de cobre com partículas de forma esféricas. Neste diagrama o eixo  $x$  representa a relação  $T/T_M$  temperatura homóloga (*Homologous temperature*), onde o  $T_M$  [°C] é a temperatura de fusão do material e o eixo  $y$  representa a relação entre o raio do pescoço e o radio da partícula ( $\log x/r$ ). A área do gráfico é dividida em três regiões, conforme o mecanismo de sinterização, em função da temperatura e tempo do processo.

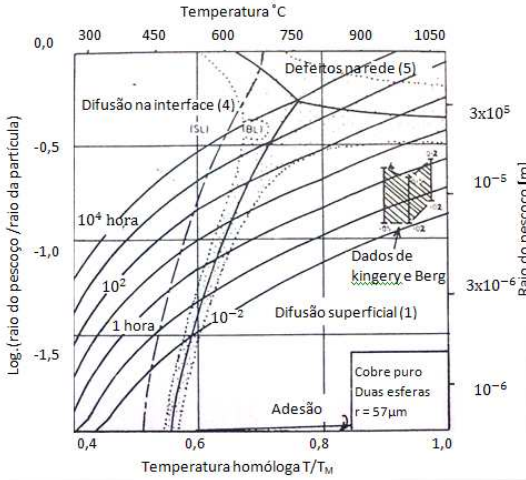


Figura 3 – Diagramas de sinterização

Fonte: Adaptada de Swinkels e Ashby (1981).

Os diagramas de sinterização constituem uma primeira aproximação na estimativa de parâmetros do processo e são baseados no modelo de difusão de massa para duas esferas em contato e de mesmo diâmetro. Conforme descrito por Kuczynski *apud* Ashby (1974), a difusão superficial, que é o mecanismo dominante quando o material é o cobre, determina a taxa de crescimento do pescoço  $\dot{x}$ , esta pode ser determinada pela expressão:

$$\dot{x} = 2D_s\delta_s \frac{\gamma_s\Omega}{k_B T} d_f^{-3} \quad (2.1)$$

e

$$D_s = \delta_s D_{os} e^{-\frac{Q_s}{RT}} \quad (2.1 a)$$

onde  $\gamma_s$  é a energia superficial,  $D_s$  a difusão superficial,  $\delta_s D_{os}$  é coeficiente pré-exponencial da difusão superficial,  $Q_s$  é a energia de ativação da difusão superficial,  $\delta_s$  é a espessura superficial efetiva,  $\Omega$  é o volume atômico,  $k_B$  é a constante de Stefan-Boltzmann e  $T$  a temperatura.  $d_f$  é considerado como a força motriz do processo de sinterização e pode ser calculado a partir da expressão:



$$d_f = \left[ \left( \frac{1}{r_m} - \frac{1}{x} \right) + \frac{2}{r_1} \right] \left( 1 - \frac{x}{r_1} \right) \quad (2.2)$$

Nesta equação,  $r_m$  é o raio de curvatura do pescoço, o qual, neste modelo, é assumido como sendo iguais ao raio da circunferência tangente as duas esferas e  $r_1$  é o raio das esferas na qual é baseado o modelo. O fator  $(1 - x/r_1)$  é inserido para garantir a validade do modelo quando  $x$  se aproxima ao valor do raio da esfera, Ashby (1973).

No estudo da sinterização, além dos modelos matemáticos são utilizadas outras abordagens como, por exemplo, a técnica de análises da sinterização de materiais por dilatometria (ver Klein, 2003). Estes apresentam curvas experimentais da retração da peça sinterizada em função da temperatura de aquecimento do forno. Conforme as variações dos parâmetros e a partir dos pontos de inflexão do gráfico, podem-se extrair informações acerca dos parâmetros do processo. Outra abordagem apresentada na literatura considera a presença de gradientes de densidade nos meios sinterizados. Estes gradientes são de elevada importância na fabricação de peças com requerimentos especiais de propriedades mecânicas. Thin e Lin (1995) propõem um modelo da sinterização que leva em conta a distribuição do tamanho da partícula, assim como o crescimento do grão pelo mecanismo de difusão. O modelo foi comparado com dados experimentais de sinterização do óxido de alumínio ( $Al_2O_3$ ). Por meio desse trabalho foi observado que partículas com estreita distribuição de tamanho exibem baixa taxa de sinterização, mas alta taxa de densificação, depois do início do crescimento do grão.

### 2.1.1.1 Sinterização de pó solto

Na indústria são utilizadas diferentes técnicas para a moldagem de pós, como por exemplo, prensagem, injeção e a extrusão, entre outras. Dentro do processo de sinterização, a utilização de determinada técnica varia de acordo com sua aplicabilidade, viabilidade técnica e custos envolvidos, entre outros parâmetros.

No processo de obtenção de estruturas porosas para tubos de calor pelo método de pó solto, o pó metálico é acomodado no interior de uma matriz ou dentro de um invólucro com a geometria desejada para a estrutura porosa. Em seguida o material é submetido ao processo de

sinterização. Reimbrecht (1998) aplicou a técnica de sinterização de pó solto e obteve peças metálicas sinterizadas com porosidade de 40 a 60%.

Diversos autores utilizam a técnica de pó solto para obtenção de meios porosos para tubos de calor, câmaras de vapor e bombas capilares, tais como: Peterson (1994), Reay e Kew (2006) e Faghri (1995). De Oliveira (2006) e Souza (2008) utilizaram a técnica de pó solto para obtenção de estruturas porosas de cobre aplicadas a base de câmaras de vapor destinadas à refrigeração de componentes eletrônicos.

O uso da vibração é frequente no processo de fabricação de meios porosos com a técnica de pó solto, pois permite um melhor empacotamento das partículas, diminuindo os gradientes de densidade e melhorando a resistência mecânica do material. Outros processos utilizam agentes espumantes que quando misturados com o pó formam suspensões que são depois sinterizadas. Segundo Nuernberg (2009), elementos porosos produzidos por esta técnica podem apresentar uma quantidade indesejada de gases adsorvidos. O uso de suspensões metálicas para obtenção de estruturas porosas é desaconselhado, uma vez que pode haver uma possível oxidação do metal e a presença de material orgânico residual, além de apresentarem problemas relacionados ao preenchimento da matriz. Finalmente, na técnica de modelagem por injeção, os pós metálicos podem ser misturados a uma gama de polímeros, que atuam como agentes ligantes formando o “*feedstock*” e permitindo, dessa forma, o processo de injeção em um molde com a geometria e dimensões da peça final. Posteriormente, o processo é concluído com a extração do polímero, que é feito em duas etapas: extração química e térmica. Klein et al. (2003) desenvolveram um processo de extração do ligante com aplicação de plasma.

### **2.1.2 Caracterização de meios porosos**

Para a modelagem matemática da transferência de calor e massa em meios porosos sinterizados, é preciso primeiramente conhecer a geometria interna do material a ser modelado. As propriedades mais relevantes a serem determinadas são a condutividade térmica efetiva e a permeabilidade. Além disso, características morfológicas do material particulado, tais como a distribuição de tamanho e forma da partícula, também são relevantes para a modelagem. Nesta seção serão discutidos as características mecânicas e geométricas de meios porosos, como: distribuição de tamanho de partícula, porosidade, raio crítico e

permeabilidade assim como uma descrição dos métodos comumente utilizados para sua determinação.

### 2.1.2.1 Distribuição de tamanho de partícula

A distribuição granulométrica é uma propriedade fundamental na caracterização de matérias-primas de materiais particulados. Essa propriedade está diretamente relacionada com a sinteribilidade do material. Parâmetros como a temperatura e tempo de processo são influenciados pela distribuição do tamanho de partícula. A distribuição de tamanho de partícula pode ser determinada por diferentes métodos como: análise de imagens, métodos óticos (difração de laser), entre outros<sup>3</sup>. A Figura 4 apresenta um esquema do método de espalhamento de laser.

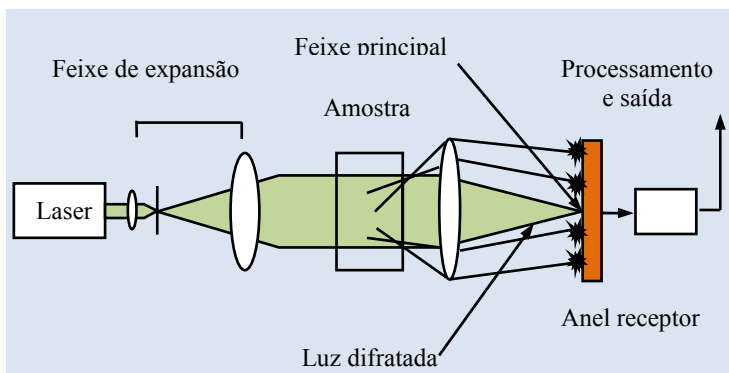


Figura 4 – Esquema do método de espalhamento de laser.

Fonte: Adaptado de McCave et al. *Apud* Sytitisky (2007).

O Método de Espalhamento de Laser, também chamado de Difração Fraunhofer, utiliza como princípio a interação de um feixe de luz com partículas em um meio fluido. Quando um feixe de luz monocromático e colimado atinge uma quantidade de partículas, parte desta luz é submetida a um espalhamento, parte é absorvida e parte é transmitida. No espalhamento, a luz pode ser difratada, refratada e refletida. Neste método, um conjunto de lentes, detectores foto-elétrico e

<sup>3</sup> Uma descrição dos métodos mais comuns pode ser encontrada na referência Sytitisky (2007).

um microprocessador irão captar a intensidade da energia espalhada e transformá-la em uma distribuição volumétrica das partículas, assumindo-se, a princípio, que as partículas têm formato esférico.

### 2.1.2.2 Porosidade

A porosidade  $\varepsilon$  é definida como a fração de volume de material ocupado por poros ou fração de vazios, variando de 0 até 1. Este espaço vazio (poro) pode ser conectado, isolado ou fechado. Os poros conectados definem a porosidade efetiva. Para aplicação em tubos de calor, um meio poroso que apresente maior quantidade possível de poros conectados, favorecerá o bombeamento do fluido. Entretanto os poros isolados e fechados, embora não permitam o transporte do fluido de trabalho têm importância na transferência de calor, já que são empregados como materiais isolantes.

A porosidade pode ser calculada mediante métodos experimentais, segundo Dullien (1979):

- Método direto: o volume da amostra, primeiramente, é medido. No passo seguinte esta amostra é destruída (trituração) para a eliminação de vazios e medição do volume das partículas sólidas.
- Método de embebição: em um sistema de vácuo, a amostra é imersa em um fluido molhante por um longo tempo, permitindo assim o preenchimento de todos os poros. A amostra é pesada antes e depois deste processo. Conhecendo-se a densidade dos fluidos, é possível determinar o volume dos poros.
- Método de injeção de mercúrio: o volume dos poros é calculado pela imersão da amostra em mercúrio pressurizado. A pressão positiva é necessária, pois o fluido não é molhante.
- Método de expansão de gás: o volume da amostra é medido previamente. A amostra é então colocada em um recipiente de volume conhecido cheio de um gás também conhecido e conectado a outro recipiente a vácuo. Uma válvula que une os dois recipientes é aberta e o gás se expande no recipiente que está em vácuo reduzindo sua pressão. Utilizando a equação de gás ideal, é possível calcular o volume dos poros.
- Métodos óticos: mediante análise de imagem 2D, a porosidade é aproximada por um modelo estatístico. Pode-se também analisar a porosidade mediante tomografia de raios X, como

descrito por Maire *et al.* (2006). Nesta técnica de ensaio, uma série de radiografias são tomadas em diversas posições da amostra que, mediante um algoritmo computacional, é convertida em uma imagem 3D.

- Porosidade pelo Princípio de Arquimedes: neste ensaio, baseado no princípio de Arquimedes, a massa da amostra é medida. Posteriormente, a superfície da amostra é impregnada com alguma substância não molhante (vaselina sólida), de tal forma que os poros sejam fechados. A seguir a amostra é mergulhada em água.

### 2.1.2.3 Permeabilidade

A permeabilidade é definida como uma medida da resistência ao escoamento do fluido através de um meio poroso. Para meios isotrópicos onde o gradiente da pressão  $\Delta p$  e o vetor velocidade  $v$  são paralelos, a lei de Darcy é expressa como:

$$\frac{dP}{dx} = -\frac{\mu v}{K} \quad (2.3)$$

onde  $K$  é permeabilidade,  $dp/dx$  representa o gradiente de pressão,  $\mu$  é a viscosidade dinâmica do fluido e  $v$  é a velocidade. Em um meio anisotrópico, o vetor gradiente da pressão  $\Delta p$  e o vetor velocidade  $v$ , não são paralelos e sua transformação linear pode ser feita com o tensor da permeabilidade, que segundo Kaviany (1995), é dado por:

$$K = \begin{bmatrix} k_{11} & k_{12} & k_{13} \\ k_{21} & k_{22} & k_{23} \\ k_{31} & k_{32} & k_{33} \end{bmatrix} \quad (2.4)$$

**Tabela 1- Sumario de regimes de fluxo.**

Regimes	Crítério do fluxo baseado em $\hat{Re}_K$
Darcy	$0,06 < \hat{Re}_K < 0,12$
Post-Darcy Forchheimer	$0,34 < \hat{Re}_K < 2,3$
Transição	$\hat{Re}_K = 3,4$
Turbulento	$\hat{Re}_K > 3,4$

FONTE: Kececioclu and Jiang (1994).

Kececioclu e Jiang (1994) apresentaram um estudo experimental para diferentes fluxos de escoamento no interior de um meio poroso do tipo empacotado. Eles propuseram a adoção de um número de Reynolds  $\hat{Re}_k$  baseado na raiz quadrada da permeabilidade, como comprimento característico. De acordo com estes autores, existem quatro regimes de fluxos: Darcy, Forchheimer, transição e turbulento, conforme apresentado na Tabela 1.

Innocentini *et al.* (1999), utilizaram a Equação de Forchheimer para calcular a permeabilidade de esponjas cerâmicas utilizando ar como fluido de teste. Neste estudo, foi realizado o ajuste dos dados experimentais para a determinação dos coeficientes da Equação de Forchheimer, que apresenta um comportamento não linear do gradiente de pressão com a velocidade, ou seja:

$$\frac{P_i^2 - P_0^2}{2PL} = \frac{\mu}{k_1} v_s + \frac{\rho}{k_2} v_s^2 \quad (2.5)$$

onde  $P_i$  é a pressão absoluta de entrada,  $P_0$  é a pressão absoluta na saída numa amostra de espessura  $L$ ,  $P$  é a pressão de referência,  $v_s$  é a velocidade,  $\rho$  é a densidade e  $\mu$  é a viscosidade dinâmica do fluido. As constantes  $k_1$  e  $k_2$  são respectivamente as permeabilidades darciana e não darciana. O primeiro termo da direita da Equação 2.5 representa a contribuição da resistência do fluxo devido à fricção entre as camadas do fluido e as paredes do poro. O segundo termo representa a contribuição da inércia e da turbulência no interior do meio poroso. Segundo Innocentini *et al.* (1999), os coeficientes podem ser calculados através da regressão polinomial dos valores experimentais da curva  $v_s$  em função de  $(P_i^2 - P_0^2)/2PL$ . Os resultados obtidos podem variar dependendo da quantidade dos dados experimentais utilizados para construir a curva.

A permeabilidade também pode ser calculada através das equações de Darcy-Forchheimer-Brinkman (DFB), e Darcy-Lapwood-Brinkman (DLB), respectivamente:

$$\rho(v\nabla)v = -\nabla p + \mu\nabla^2 v - \frac{\mu v}{K} + \frac{\rho C_d v|v|}{\sqrt{K}} \quad (2.6)$$

$$\rho(v\nabla)v = -\nabla p + \mu\nabla^2 v - \frac{\mu v}{K} \quad (2.7)$$

onde,  $v$  é o vetor da velocidade,  $\rho$  é a densidade do fluido,  $\mu$  é a viscosidade dinâmica,  $p$  é a pressão,  $K$  é a permeabilidade e  $C_d$  é a constante de Ergun, Ford e Hamdan (1998). Quando  $C_d$  é igual a zero, a Equação 2.6 resulta na Equação 2.7 (DLB).

Através do uso dos modelos mencionados acima, Allan *et al.* (2009) apresentaram a solução do perfil de velocidade de um meio poroso composto por duas camadas de porosidade distintas. Neste trabalho, foram comparadas duas configurações para a descrição dos fluxos, modelados como ocorrendo através de três canais: duas camadas de poros e a interface entre estas camadas. Na primeira configuração, foi assumida a modelagem do escoamento nas duas camadas externas segundo modelo DFB e na camada central através do modelo DLB. Na segunda configuração, o escoamento do fluido no canal do centro, ou seja, na interface, foi modelado como completamente desenvolvido, sendo utilizada a equação de Navier-Stokes. A solução destas equações foi expressa em função do número de Reynolds e Darcy. No trabalho de Allan *et al.* (2009), a velocidade na interface não apresenta variações significativas com o aumento ou diminuição do número de Darcy. Por outro lado, o incremento no número de Reynolds produz o aumento na velocidade na interface. Por fim, nas duas configurações, foi observado o mesmo comportamento do perfil de velocidades na interface.

Ford e Hamdan (1998) estudaram a influência de duas camadas de material poroso sobre a permeabilidade. Os autores resolveram numericamente, empregando o método de diferenças finitas, as equações DFB e DLB, para um meio poroso composto por duas camadas com diferentes permeabilidades, os quais são limitados por paredes impermeáveis, com condição de não deslizamento. Nesta modelagem, foram considerados três casos. No primeiro caso, as duas camadas foram modeladas com a equação DLB. No segundo caso, foi utilizada a equação DFB para as duas camadas. No terceiro caso, uma camada foi governada pela equação DLB e a outra pelo modelo DFB.

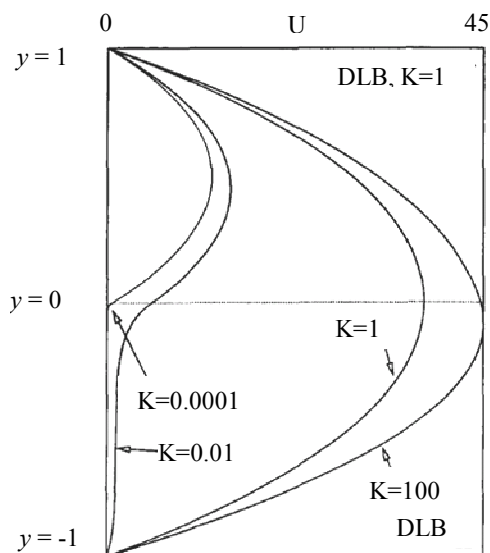


Figura 5 – Solução numérica do perfil de velocidade para o caso DLB/DLB.  
Fonte: Ford and Hamdan (1998).

Na Figura 5 é apresentado o resultado da simulação numérica para o caso em que o fluxo nas duas camadas é governado pela equação DLB. O eixo  $x$  representa a velocidade e o eixo  $y$  à altura das camadas, sendo a origem das coordenadas localizada na interface entre as camadas. Pode-se observar que a permeabilidade para a camada inferior foi dez vezes menor que a da camada superior. As velocidades da camada inferior são muito reduzidas em relação às velocidades observadas na camada superior, cujo perfil apresenta comportamento próximo ao parabólico. Nesta figura também estão apresentados perfis de velocidades para diferentes combinações da ordem de grandeza das permeabilidades entre as duas camadas. Os autores concluíram que, para baixas permeabilidades, variações da permeabilidade são acompanhadas de variações da velocidade e dos esforços cortantes na interface. Por outro lado, quando é a equação DFB empregada, os esforços viscosos tornam-se importantes apenas a nível microscópico, na região próxima à parede sólida.



### 2.1.3 Análises de imagens

A análise de imagens é um método de estudo de superfícies e estruturas para aplicações que vão desde a avaliação do desgaste de ferramentas de corte, confecção de mapas geográficos, até a interpretação de fenômenos climáticos através de fotografias obtidas por satélites, dentre outras aplicações.

Esta técnica também é empregada na análise de meios porosos, mediante a aplicação de operações topológicas e através da utilização de algoritmos computacionais que permitam a estimativa de propriedades macroscópicas, como a porosidade e permeabilidade, a partir de imagens 2D ou 3D.

Nesta seção será apresentada uma descrição geral de algumas operações básicas nas análises de imagem e de ferramentas estatísticas para o cálculo de propriedades como a porosidade.

#### 2.1.3.1 Processamento de Imagens

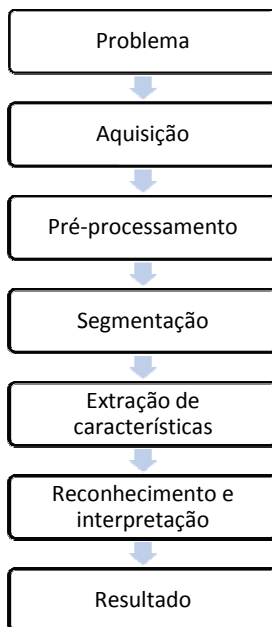


Figura 6 – Etapas no processamento de imagens.  
Fonte: Fernandez (2002).

Segundo Fernandez (2002), o processamento de imagens pode ser dividido basicamente em quatro etapas: aquisição de imagens, pré-processamento, segmentação, reconhecimento de padrões e quantificação, conforme é apresentado no fluxograma da Figura 6. O primeiro passo se refere ao ato de captar as informações ópticas e transformá-las em um sinal elétrico, para em seguida converter estas informações em uma imagem digital. A imagem tratada é comparada com formas e padrões, previamente estipulados, para a quantificação das características desejadas.

Segundo Marques (1999), o intuito do pré-processamento de uma imagem é torná-la mais adequada para as análises subsequentes. A segmentação trata da divisão da imagem em diversas regiões (fases) homogêneas, para o reconhecimento de padrões e formas. Um dos maiores desafios encontrados é a automatização desta etapa, já que, na maioria das vezes, ela necessita da experiência do usuário e de uma grande quantidade de tempo para sua execução.

Na descrição de imagens binárias compostas por duas fases são utilizados o primeiro e segundo momento da função de fase  $Z_{\mathfrak{I}}(\mathbf{x})$  (Fernandez, 2002).

A função de fase é definida como:

$$Z_{\mathfrak{I}} = \begin{cases} 1 & \text{se } \mathbf{x}(\mathbf{i}, \mathbf{j}) \in \text{fase } \mathfrak{I} \\ 0 & \text{se } \mathbf{x}(\mathbf{i}, \mathbf{j}) \notin \text{fase } \mathfrak{I} \end{cases} \quad (2.8)$$

onde  $\mathbf{x} = (i, j)$  e um vetor de posição em relação a um ponto de referência arbitrário.

A fração volumétrica da fase  $\mathfrak{I}$  é dada pela equação:

$$\phi_{\mathfrak{I}} = \langle Z_{\mathfrak{I}}(\mathbf{x}) \rangle \quad (2.9)$$

Esta equação representa a média de todos os pontos na posição  $\mathbf{x}$  que pertencem à fase  $\mathfrak{I}$  dividida pelo número de pontos que formam a imagem. Este primeiro momento estatístico pode ser associado com a porosidade para uma imagem binária em preto e branco. Por exemplo, a cor branca pode representar o espaço ocupado pelos poros. Finalmente, partindo da hipótese de meio estatisticamente homogêneo, a função de correlação para cada fase  $\mathfrak{I}$  é definida para cada deslocamento arbitrário  $\mathbf{u}$  no plano da imagem, como:

$$C_{\mathfrak{I}} = \langle Z_{\mathfrak{I}}(\mathbf{x}) Z_{\mathfrak{I}}(\mathbf{x} + \mathbf{u}) \rangle \quad (2.10)$$

Desta forma pode-se calcular a distribuição de frequência, baseada no deslocamento em unidade de “pixels” em uma determinada direção  $i$  ou  $j$ . Esta correlação pode ser interpretada como a probabilidade de que dois pixels pertenceram à fase  $\mathfrak{I}$ , quando separados por uma distância  $\hat{u}$ , conforme exemplificado na figura 7 para um pó de partícula fina. Desta forma pode-se estimar a porosidade e o raio médio do poro. Assim, na Figura 7, a maior probabilidade  $C_{\mathfrak{I}}$  de achar um “pixel” da fase que representa o poro, quando a distância  $\hat{u}$  tende ao zero o valor corresponde à porosidade. Ainda na Figura 7, o valor do deslocamento  $\hat{u}$  para o qual a curvatura muda, ou seja, o valor de  $\hat{u}$  a partir do qual  $C_{\mathfrak{I}}$  torna-se constante ( $C_{\mathfrak{I}} \rightarrow a$ ), representa o raio médio do poro.

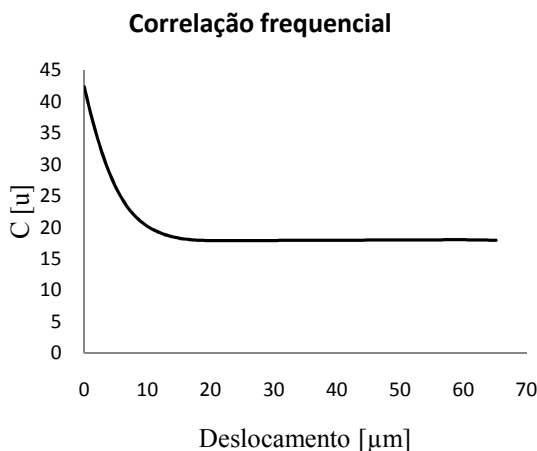


Figura 7 – Representação da função de correlação  $C_{\mathfrak{I}}$  um pó.

## 2.2 CONDUTIVIDADE TÉRMICA EFETIVA EM MEIOS POROSOS

As propriedades termofísicas de um material poroso são normalmente definidas como propriedades efetivas, como é o caso da condutividade térmica. Na determinação da condutividade térmica efetiva, deve-se levar em conta a condutividade térmica das fases constituintes do material, ou seja, da fase sólida (matriz) e da fase fluida (líquido ou gás). Estas fases interagem entre si pelos mecanismos de transferência de calor por condução através da estrutura porosa. Neste contexto, será aqui apresentada uma revisão da literatura de modelos

matemáticos ou correlações<sup>4</sup> que permitam determinar esta propriedade a partir de características da estrutura. Nestes trabalhos, a condutividade térmica efetiva  $k_e$  é definida como uma função de parâmetros como a porosidade  $\varepsilon$ , densidade  $\rho$ , razão entre as condutividades térmicas das fases sólida e fluida  $k_\sigma/k_\beta$ , entre outras.

Normalmente na literatura, faz-se a distinção entre a condutividade térmica em meios porosos não densificados, os não sinterizados, e meios porosos densificados, os sinterizados. Carson *et al.* (2005) e Atabaki e Baliga (2007) adotam esta nomenclatura e observam que a condutividade térmica de um material particulado não densificado é muito menor do que materiais sinterizados.

### 2.2.1 Meios porosos não sinterizados

Dentre as aplicações dos meios porosos não sinterizados pode-se citar os leitos fluidizados e superfícies para condensação em refinarias, entre outros. Desde início do século XX, pesquisadores têm tentado caracterizar as propriedades termofísicas destes meios porosos.

O modelo mais simples para a determinação da condutividade térmica efetiva é o uso da analogia entre circuitos térmicos e elétricos, a partir de combinações em série ou paralelo de resistências térmicas associadas ao meio sólido, líquido ou gasoso. Os valores obtidos através deste método servirão como limite superior (paralelo) e inferior (série) para a determinação da condutividade efetiva de materiais heterogêneos.

Maxwell (1954), usando a teoria de condução elétrica através de meios heterogêneos, obteve uma solução exata para condutividade de esferas sólidas e homogêneas, sem interações entre si, distribuídas aleatoriamente e dispostas em um meio também homogêneo e contínuo. Esta solução Maxwell (*Maxwell lower*) é indicada apenas para grandes valores de porosidade. Para porosidades menores, Maxwell recomendou o uso de outra expressão conhecida como *Maxwell upper*.

Tsao (1961), em seu trabalho sobre materiais heterogêneos de duas fases, propõe um modelo baseado na condutividade térmica de uma célula unitária cúbica, formada por camadas de duas fases heterogêneas,

---

<sup>4</sup> Kaviani (1995) apresenta uma revisão de correlações para estimar a condutividade térmica efetiva em meios porosos.

arranjadas de diferentes formas (em paralelo ou em série) como é apresentada na Figura 8a.

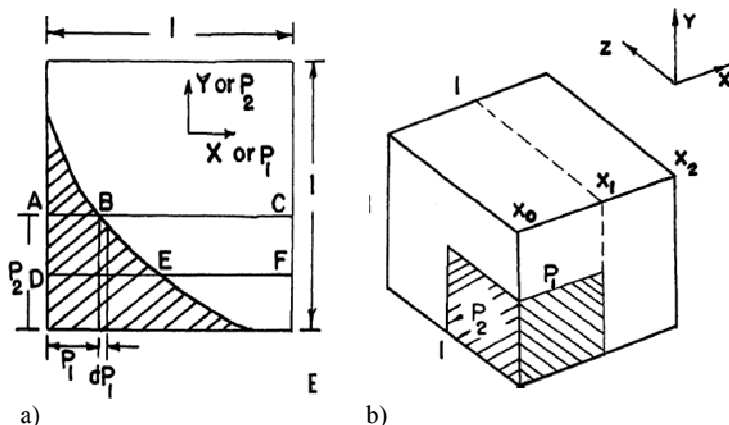


Figura 8 – a) Célula unitária para um material de duas fases; b) Sistema de coordenadas proposto.

Fonte: Tsao (1961).

Na sua análise, são apresentados dois parâmetros para descrever a distribuição espacial das fases. Um parâmetro  $P_1$ , que representa o comprimento ocupado pela fase contínua por unidade de comprimento e um parâmetro  $P_2$ , que representa a relação da área de fase contínua por unidade de área, conforme mostrado na Figura 8b. Segundo Tsao (1961), estes dois parâmetros podem representar um sistema de coordenadas no qual  $P_1$  e  $P_2$  podem ser relacionados por meio de uma função contínua ou probabilística, segundo a distribuição das fases no material, ou seja: regular (um empacotamento de esferas) ou irregular. Baseado nestes parâmetros  $P_1$  e  $P_2$ , ele define uma expressão para a condutividade térmica efetiva:

$$k_e = \frac{1}{\int_0^1 \frac{dP_1}{K_e + (K_d - K_e) \int_{P_1}^1 \frac{1}{\bar{\sigma}\sqrt{2\pi}} e^{-1/2 \left( \frac{P_1 - \bar{\mu}}{\bar{\sigma}} \right)^2} dP_1}} \quad (2.11)$$

onde  $\bar{\sigma}$  representa o desvio padrão de  $P_1$  para o material analisado e é obtido experimentalmente,  $\bar{\mu}$  é a média de  $P_1$ . Neste trabalho o autor

chama a atenção para o fato de que a porosidade não é um parâmetro suficiente para definir as características de um material heterogêneo, propondo o uso de parâmetros estatísticos do meio, tais como o desvio padrão  $\bar{\sigma}$  e a média  $\bar{\mu}$  de  $P_1$ , os quais podem ser determinados de forma experimental.

Posteriormente, outros pesquisadores estudaram meios porosos formados por partículas empacotadas ou em suspensões. Um estudo teórico e experimental importante, a respeito da condutividade térmica efetiva de um material particulado foi apresentado por Handley (1985). Este pesquisador propôs um modelo baseado na teoria das médias volumétricas de Withaker (1967) e nas equações de Maxwell (1904), as quais partem do sistema de equações de balanço de energia em médias volumétricas, representado de forma geral pelas equações:

$$\nabla \langle T \rangle = \sum_{i=1}^n \varepsilon_i \langle \nabla T_i \rangle^i \quad (2.12)$$

$$\tilde{k} \nabla \langle T \rangle = \sum_{i=1}^n \varepsilon_i \tilde{k}_i \langle \nabla T_i \rangle^i \quad (2.13)$$

Para o caso específico do problema com duas fases, as Equações 2.12 e 2.13 podem ser rescritas como:

$$\nabla \langle T \rangle = \varepsilon \langle \nabla T_\beta \rangle^\beta + (1 - \varepsilon) \langle \nabla T_\sigma \rangle^\sigma \quad (2.14)$$

$$\frac{\mathbf{k}}{k_\beta} \nabla \langle T \rangle = \varepsilon \langle \nabla T_\beta \rangle^\beta + \frac{k_\sigma}{k_\beta} (1 - \varepsilon) \langle \nabla T_\sigma \rangle^\sigma \quad (2.15)$$

onde o subscrito  $\beta$  representa o fluido e  $\sigma$  a matriz sólida, e  $\varepsilon$  representa a porosidade da matriz sólida. A solução deste sistema leva a um problema de fechamento, pelo qual é necessária outra equação. Assumindo que a condutividade térmica efetiva depende só da porosidade  $\varepsilon$  e da relação  $\mathbf{k} = k_\sigma/k_\beta$ , uma terceira relação geral pode ser apresentada:

$$\langle T_\beta \rangle^\beta = \{f(\mathbf{k}, \varepsilon) + \mathbf{k}[1 - f(\mathbf{k}, \varepsilon)]\} \langle \nabla T_\sigma \rangle^\sigma \quad (2.16)$$

Dependendo da função arbitrada  $f(\mathbf{k}, \varepsilon)$  na Equação 2.16, é obtida uma solução para a condutividade térmica efetiva, de arranjo em

série ou paralelo a partir das equações de Maxwell *low* e *upper* (1954). O resumo das expressões da condutividade efetiva, dada pela Equação 2.11 em funções de valores de  $f(\mathbf{k}, \varepsilon)$  é apresentado na Tabela 2. Notes-se que a Equação 2.19 foi desenvolvida para um sistema formado por partículas esféricas diluídas em um fluido, e a Equação 2.20 foi proposta para um sistema formado por um meio sólido contendo vazios.

**Tabela 2- Sumário de equações de condutividade térmica efetiva para um arranjo em serie e paralelo obtidos pelo método das médias volumétricas.**

Função $f(\mathbf{k}, \varepsilon)$	Condutividade térmica efetiva	
1	$\frac{k_e}{k_\beta} = \frac{\mathbf{k}}{\varepsilon \mathbf{k} + 1 - \varepsilon}$	(2.17)
0	$\frac{k_e}{k_\beta} = \varepsilon + (1 - \varepsilon)\mathbf{k}$	(2.18)
$2/3$	$\frac{k_e}{k_\beta} = \frac{2\varepsilon + \mathbf{k}(3 - 2\varepsilon)}{3 - \varepsilon + \mathbf{k}\varepsilon}$	(2.19)
$\frac{2\mathbf{k}}{2\mathbf{k} + 1}$	$\frac{k_e}{k_\beta} = \frac{2\mathbf{k}^2(1 - \varepsilon) + (1 + 2\varepsilon)\mathbf{k}}{(2 + \varepsilon)\mathbf{k} + 1 - \varepsilon}$	(2.20)

FONTE: Handley (1985)

Handley (1985) resolveu o sistema composto Equações 2.14, 2.15 e 2.16, obtendo assim médias volumétricas, que somadas com a Equação 2.20 (para meio sólido contendo vazios), resultaram em uma equação com dois termos: o primeiro termo expressa a condutividade térmica para um meio sólido composto por partículas posicionadas uma ao lado da outra, o segundo termo consiste de uma expressão apropriada para suspensões de partículas. Assumindo valores de  $f = f_o$  e  $f > 2/3$  para as duas situações, respectivamente, esta equação tem a forma:

$$\frac{k_e}{k_\beta} = (1 - \varphi) \frac{\varepsilon f_o + \mathbf{k}(1 - 2f_o)}{1 - \varepsilon(1 - f_o) + \mathbf{k}\varepsilon(1 - f_o)} + \varphi \frac{2\mathbf{k}^2(1 - \varepsilon) + (1 + 2\varepsilon)\mathbf{k}}{(2 + \varepsilon)\mathbf{k} + 1 - \varepsilon} \quad (2.21)$$

onde  $f_o$  é um fator experimental para o sólido contínuo e  $\varphi$  é um coeficiente relacionado com o nível de consolidação do material.

Para avaliar este modelo, Handley (1985) efetuou medidas de condutividade térmica efetiva em amostras de formato cilíndrico. Estas amostras possuíam pouca espessura e foram compactadas com a aplicação de diferentes pressões, até se obter densidades relativas da ordem de 68 a 90%. Pós de latão e aço inox, obtidos por atomização a gás (partículas aproximadamente esféricas) foram utilizados na fabricação destas amostras. No entanto, o sistema analisado para modelar a condutividade térmica efetiva foi modelado como composta por três subsistemas, dois bifásicos (líquido - mistura de sólidos) e um sólido-sólido (latão - aço inox). O modelo obtido por este pesquisador apresenta um desvio de  $\pm 22\%$  em relação aos dados experimentais.

O fato de Handley (1985) assumir um fator experimental em seu modelo motivou outros pesquisadores a buscarem novas relações. Baseado no modelo de Handley, um trabalho desenvolvido para medir a condutividade térmica efetiva em meios porosos não consolidados foi apresentado por Bala *et al.* (1989). Nesse estudo foi medida a condutividade térmica efetiva de amostras de pó de cobre com 99% de pureza, utilizando um método transiente (THS - *transient hot strip*). Na concepção de seu modelo, o autor considera que a fração de vazio, representada pela porosidade, reduz o caminho livre necessário para a transferência de calor. Nesse trabalho foi deduzida uma equação que leva em consideração o número de partículas em contato, a relação do número de partículas por unidade de área transversal ao fluxo de calor e a probabilidade de encontrar as partículas enfileiradas. A equação obtida é apresentada como:

$$k_e = k_0(1 - \varepsilon)^{\frac{4}{3}} \quad (2.22)$$

onde  $k_e$  é a condutividade térmica efetiva,  $k_0$  é a condutividade do material na densidade teórica e  $\varepsilon$  é a porosidade do meio. Pode-se perceber que não é considerada a interação com a outra fase, levando apenas em consideração a interação das partículas do mesmo material. Este modelo foi avaliado e comparado ao modelo de Handley (1985) e resultados iguais foram encontrados, com a vantagem de que esta última correlação não inclui o fator experimental presente no modelo de Handley (1985).

Recentemente Bahrami *et al.* (2006) fizeram um estudo da condutividade térmica efetiva em esferas rugosas de aço empacotadas. Eles modelaram um sistema composto por duas esferas encostadas e rodeadas por ar, empregando um circuito térmico equivalente. O detalhe



deste circuito térmico e a célula unitária são apresentados na Figura 9. Eles assumiram que as paredes laterais são adiabáticas e que os extremos da célula cilíndrica se encontram nas temperaturas  $T_1$  e  $T_2$  como pode ser visto na Figura 9.

Deste modo, a transferência de calor em uma célula formada por duas partículas hemisféricas em contato na presença de gás, foi avaliada. Nos experimentos utilizados para validar o modelo foram empregados dois tipos de materiais particulados de aço carbono e aço inox, com diâmetros de 12,7 e 25,4 mm respectivamente.

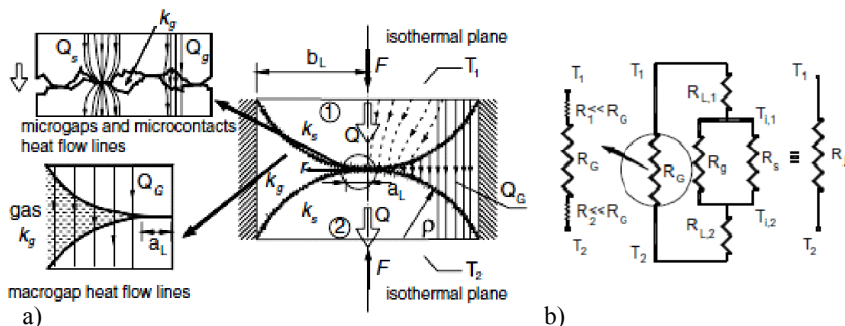


Figura 9 – a) Célula unitária; b) Circuito térmico equivalente.

Fonte: Bahrami *et al.* (2006).

A Figura 9 também apresenta, do lado direito, o circuito térmico equivalente que estes pesquisadores assumiram para determinar a resistência térmica total do circuito,  $R_j$ , que é obtida a partir da equação:

$$R_j = \left[ \frac{1}{\left( \frac{1}{R_s} + \frac{1}{R_m} \right)^{-1} + R_L} + \frac{1}{R_G} \right]^{-1} \quad (2.23)$$

$R_s$  é a resistência no contacto devido a rugosidade das esferas, sendo dada em função da área de contato efetiva e determinada pela expressão:

$$R_s = \frac{0,565H^*(\hat{\sigma}/m)}{k_s F} \quad (2.24)$$

onde  $\hat{\sigma}$  é a média RMS das rugosidades das superfícies em contato,  $m$  corresponde a declividade média das rugosidades,  $k_s$  é a média harmônica das condutividades térmicas das esferas, no caso se forem constituídas por materiais diferentes,  $F$  é a força aplicada e  $H^*$  está relacionado com a micro dureza do material.

O termo  $R_L$ , da Equação 2.23 representa a resistência térmica devido à constrição/expansão da área de fluxo transversal nas esferas e é expresso como:

$$R_L = \frac{1}{2k_s a_L} \quad (2.25)$$

onde,  $a_L$  é o raio do macro contato e o fator  $\frac{1}{2}$  aplicado a expressão é relativo ao fato de se ter duas esferas em contato.

Finalmente, a resistência  $R_m$  é a resistência térmica do gás alojado no meio do vales formados na região de contato entre as superfícies rugosas das esferas. Esta resistência também é influenciada pela força aplicada no aglomerado de esferas. A determinação da área macroscópica de contato é feita através de um modelo baseado na deformação elástica, conforme as equações de Herz. A expressão para o cálculo da resistência  $R_m$  é:

$$R_m = \frac{2\sqrt{2}\hat{\sigma}a_2}{\pi k_g a_L^2 \ln \left( 1 + \frac{a_2}{a_1 + M/2\sqrt{2}\hat{\sigma}} \right)} \quad (2.26)$$

onde  $a_1$  e  $a_2$  são coeficientes relacionados com a área de troca térmica, que é função da pressão aplicada e da dureza do material das esferas,  $a_L$  é o raio do micro contato e  $M$  é um parâmetro do gás relacionado com a interação gás-sólido. Por fim, a resistência do gás que preenche as esferas  $R_G$  pode ser calculada pelo conjunto de equações:

$$R_G = \frac{2}{\pi k_g \left[ s \ln \left( \frac{S-B}{S-A} \right) + B - A \right]} \quad (2.27)$$

onde  $A$ ,  $B$ ,  $S$  são parâmetros geométricos e  $k_g$  é a condutividade térmica do gás. Esta abordagem foi aplicada para empacotamentos do tipo cúbico simples (CS) e de cúbico de face centrada (CFC).

Yovanovich *et al.* (1978) apresentaram um modelo matemático para avaliar a resistência térmica para a transferência de calor entre esferas sólidas e esferas ocas, em condições de fluxo e temperatura prescritos. O modelo físico do problema solucionado pelos autores é apresentado na Figura 10.

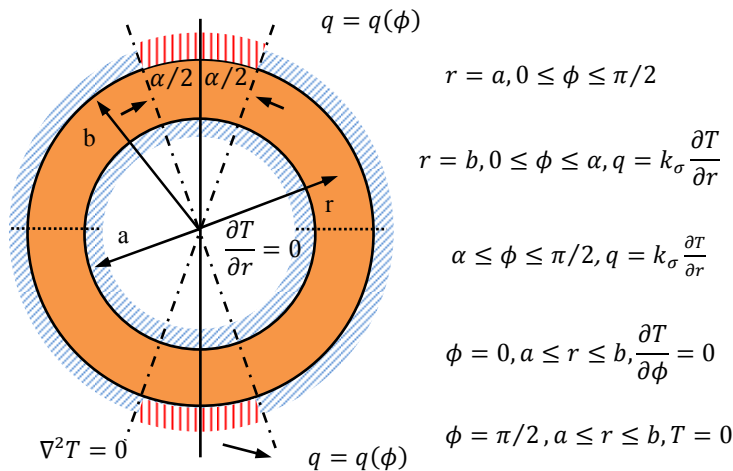


Figura 10 – Modelo físico da transferência de calor em uma esfera oca e condições de contorno para o problema equivalente em meia esfera.

Fonte: Yovanovich *et al.* (1978).

Estes autores solucionaram a Equação de Laplace em coordenadas esféricas para condução em regime permanente através de uma esfera oca de raios interno e externo  $a$  e  $b$  ( $a < b$ ) e condutividade  $k_{\sigma}$ . No modelo é assumido que todo o calor entra e sai da esfera por uma pequena área circular em seus pólos. As superfícies internas e externas são adiabáticas. O resultado teórico, cuja solução geral envolve uma série de Fourier – Legendre foi comparado com resultados de trabalhos análogos, desenvolvidos por Chan (1978).

Assim, como já observado, a partir do modelo de Yovanovich *et al.* (1978), obteve-se uma expressão para calcular a resistência de constricção/expansão em esferas em contato. Este modelo leva em consideração a área de contato e parâmetros geométricos como o ângulo de contato e raio das esferas. Este modelo será empregado para a condução entre partículas de um meio poroso sinterizado, como será abordado adiante, no Capítulo 4 deste trabalho. Este mesmo grupo de

pesquisadores obteve uma solução para condução de calor em esferas ocas, que será empregado no modelo de condução de calor através do líquido que encharca o meio poroso, também será descrito no Capítulo 4.

### 2.2.1 Meios porosos sinterizados

A diferença entre o meio poroso não consolidado, e o meio poroso sinterizado é a formação de junções soldadas entre as partículas de pó, formados pela difusão de massa a partir do aquecimento dos componentes. Desta forma, nos meios porosos sinterizados, a condutividade térmica efetiva é influenciada e favorecida pelo número de contatos (*necks*) entre as partículas. Assim, os modelos propostos para determinar a condutividade térmica efetiva em meios porosos sinterizados levam em consideração a presença dos pescoços, conforme estudo apresentado por Birnboim *et al.* (2001). Estes autores propuseram um modelo para calcular a condutividade térmica efetiva de um meio poroso sinterizado de óxido de zinco ( $ZnO$ ), em função do raio do pescoço, da curva de aquecimento do processo de fabricação do material e da condutividade térmica do elemento constitutivo, a partir da lei de Fourier. Para solucionar o perfil de temperaturas foi feita uma simulação numérica 3D de duas esferas encostadas em um arranjo cúbico simples (CS). A condutividade térmica das esferas era de  $20 \text{ W/m} \cdot \text{K}$  e dos espaços vazios de  $10^{-7} \text{ W/m} \cdot \text{K}$ . Em sua simulação, eles observaram um comportamento linear da condutividade térmica efetiva em função do raio  $x$  do pescoço. Esta relação foi demonstrada válida para razão entre o comprimento de pescoço e o raio da partícula esférica variando de  $0,05 < (x/r) < 0,154$ . A condutividade térmica pode ser expressa da seguinte forma:

$$k_e = 14,2 \left( \frac{x}{r} \right) + 0,154 \quad (2.28)$$

Estes autores adotaram o modelo simplificado de crescimento do pescoço apresentado por Coble (1958), para duas esferas, na etapa inicial da sinterização, onde o principal mecanismo de crescimento do pescoço considerado foi a difusão superficial de vacâncias. Inserindo a Equação 2.1 na Equação 2.28, obtém-se uma expressão para condutividade térmica efetiva do  $ZnO$  em função da temperatura de

sinterização, levando em conta a variação do comprimento do pescoço (curva de T de sinterização):

$$k_e = \frac{k_\sigma}{20} \left[ 14,2 \left( \frac{x}{r} \right) + 0,154 \right] \quad (2.30)$$

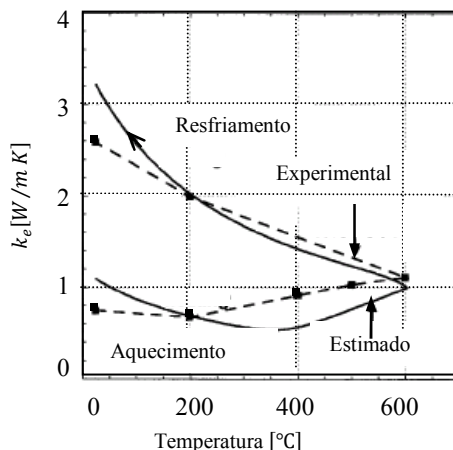


Figura 11 – Condutividade térmica efetiva experimental e calculada contra a temperatura durante o aquecimento e resfriamento.

Fonte: Birnboim *et al.* (2001).

Na Figura 11 é apresentada uma comparação entre os resultados do modelo teórico e os dados experimentais da condutividade térmica efetiva para *ZnO*. Nesta figura, o eixo y representa a condutividade térmica medida em  $W/(m \cdot K)$  e no eixo x a temperatura do material. Neste estudo, verificou-se que a condutividade térmica efetiva apresenta grandes variações para pequenas variações do diâmetro da área transversal do pescoço. Conforme os dados teóricos obtidos pela Equação 2.30 quando expressado o raio do pescoço  $x$  em função do processo de sinterização. A metodologia aplicada neste estudo permite modelar qualquer curva de temperatura em um processo de sinterização.

Outro tipo de abordagem utilizada para prever a condutividade térmica efetiva para meios porosos sinterizados é correlacionar equações disponíveis para os meios porosos não consolidados com dados experimentais obtidos de meios porosos sinterizados. Um trabalho experimental deste tipo foi apresentado por Atabaki e Baliga (2007). Eles desenvolveram um equipamento para medir a condutividade

térmica efetiva em um meio poroso de pó de níquel. Estes autores propuseram um circuito térmico em série, para condição de regime permanente. As amostras foram colocadas entre duas placas de cobre, que atuam como fluxímetros nas duas faces. Elas foram fabricadas a partir de pó de níquel e aço inox 316, obtendo um meio com porosidades de 28,10% e 46,45% respectivamente. As amostras foram saturadas com água destilada e sujeitas a diferentes fluxos de calor.

A correlação proposta por estes autores é baseada nos trabalhos de Handely (1985) e nas idéias de Kunii e Smith *apud* Atabaki e Baliga (2007). O principal objetivo do trabalho foi avaliar uma correlação para o coeficiente experimental de consolidação  $\alpha$  em função não só da porosidade como foi proposto por Handley (1986), mas também da relação  $k_\beta/k_\sigma$ . A expressão proposta para o coeficiente de consolidação e apresentada como:

$$\psi = 1 - e^{\left\{ \frac{-\Lambda \left( \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon} \right)^m}{\left[ 1 - \left( \frac{k_\sigma}{k_\beta} \right)^{-n} \right]} \right\}} \quad (2.52)$$

onde  $k_\sigma$  é a condutividade térmica do sólido,  $k_\beta$  a condutividade térmica do fluido,  $\varepsilon$  a porosidade e  $\Lambda = 0,148$ ,  $m = 0,283$  e  $n = 0,04$  são constantes obtidas numericamente, conforme os dados experimentais.

Neste trabalho, além da correlação proposta, foram avaliadas outras correlações e modelos propostos na literatura. O modelo proposto por Alexander *apud* Atabaki e Baliga (2007) apresentou bons resultados quando comparado com os dados experimentais obtidos para materiais sinterizados de níquel e aço inoxidável, onde foi observado um desvio da ordem de 5,83% para o níquel e 5,55% para o aço inox. Este modelo é representado pela equação:

$$k_e = k_\beta \left( k_\sigma / k_\beta \right)^{(1-\varepsilon)^\delta} \quad (2.53)$$

onde, para filtros metálicos,  $\delta = 0,34$ , para pó sinterizado,  $\delta = 0,53$ , para camadas de tecidos de fios,  $\delta = 0,59$  e para meios não consolidados de esferas,  $\delta = 0,44$ .

Thewsey e Zhao (2008) mediram a condutividade térmica efetiva de um meio poroso de cobre sinterizado, com diâmetro de partícula menor de 75  $\mu\text{m}$ . Neste trabalho foi utilizado o método de medição proposto por Corsan (1984). O equipamento utilizado é composto por um cilindro que aloja uma barra de referência mantida em contato com a amostra por uma tampa presa com parafusos a uma base fixa. Na barra de referência há incrustada uma resistência que fornece a potência para aquecer o sistema. Neste trabalho é apresentada uma equação para condutividade térmica efetiva baseada na relação de densidade do meio poroso e a densidade teórica do material da forma:

$$\frac{k_e}{k_o} = \left( \frac{\rho_p}{\rho} \right)^n \quad (2.54)$$

onde  $k_e$  é a condutividade térmica efetiva do material poroso,  $k_o$  é a condutividade do material na densidade teórica,  $\rho_p$  é a densidade do meio poroso,  $\rho$  é a densidade teórica do material da matriz sólida e  $n$  é o expoente obtido mediante os dados experimentais, o qual foi estimado como sendo 2,05. Esta equação também foi empregada no cálculo da condutividade elétrica do material e, neste caso, o coeficiente  $n$  encontrado foi de 2,96. Diferentemente das outras relações para a condutividade térmica efetiva no meio poroso, nesta modelagem não é considerada a fase fluida, mas a relação das densidades.

## 2.3 TUBOS DE CALOR

### 2.3.1 Introdução

No início do século XIX, os tubos de calor eram conhecidos como tubos Perkins, devido a primeira patente registrada em tubos de calor e dispositivos similares. Estes dispositivos, hoje mais conhecidos como termossifões bi-fásicos, empregavam a gravidade para o retorno do condensado ao evaporador. Posteriormente, estes tubos foram incrementados, de forma que pudessem ser empregados independentemente da ação da gravidade. Para isto, foram inseridos em seu interior estruturas capilares, passando a ser denominados tubos de calor. Assim, com seu funcionamento independente da ação da força da

gravidade, passaram a ser considerados como uma alternativa para o controle térmico dos componentes eletrônicos em satélites e, posteriormente, tubos de calor também foram considerados em aplicações terrestres como em computadores portáteis e aeronaves, dentre outras.

O desenvolvimento dos tubos de calor na indústria aeroespacial se iniciou a partir de 1960, sendo que em 5 de abril de 1967 se realizam as primeiras provas em gravidade zero conforme relata Deverall e Kemme *apud* Reay e Kew (2006).

O avanço da indústria eletrônica, onde dispositivos cada vez menores dissipam maiores fluxos de calor, tem motivado o desenvolvimento de novas tecnologias de tubos de calor, onde novos materiais, novas geometrias e novos processos de fabricação têm sido propostos e testados. Neste contexto surgiram os mini tubos de calor.

Na continuação deste capítulo, é apresentada uma revisão dos princípios fundamentais aplicados na modelagem de tubos de calor, assim como a descrição e uma revisão dos trabalhos relacionados com mini tubos de calor.

### **2.3.2 Princípios fundamentais**

Tubos de calor são dispositivos térmicos super condutores de calor, empregando, para seu funcionamento, o transporte de calor devido à mudança de fase de um fluido de trabalho. Estes dispositivos são constituídos por um tubo evacuado, revestido internamente por um meio poroso e preenchidos por uma pequena quantidade de fluido de trabalho, em quantidade suficiente para saturar por completo a estrutura capilar. Uma vez que tubos de calor operam em um ciclo bifásico fechado e que apenas o líquido e vapor puro estão presentes dentro do mesmo, o fluido de trabalho permanece em condições de saturação, quando sua temperatura de funcionamento se mantém entre o ponto triplo e o ponto crítico. Um tubo de calor possui três regiões: um evaporador, um condensador e uma região adiabática. Quando o calor é imposto ao evaporador, o fluido contido na estrutura capilar desta região é aquecido até vaporizar. Com o aumento da pressão de vapor no evaporador, o vapor escoar em direção ao condensador. A remoção de calor nesta região faz com que o fluido condense, liberando o calor latente de vaporização. As forças capilares existentes na estrutura capilar bombeiam o fluido ali presente de volta ao evaporador, fechando assim



um ciclo. O funcionamento de um tubo de calor é ilustrado na Figura 12.

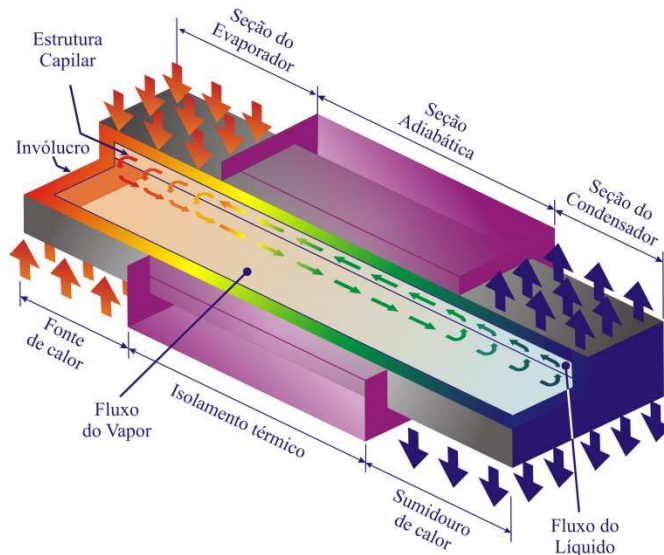


Figura 12 – Esquema de funcionamento de um tubo de calor.

Como já mencionado, a pressão necessária para o bombeamento do fluido é obtida pelo uso de materiais porosos. Esta estrutura porosa pode se constituir de um meio poroso sinterizado, telas metálicas ou ranhuras. Para aumentar o bombeamento capilar, são desejáveis poros pequenos. Porém os poros menores diminuem a capacidade do escoamento do fluido no meio poroso, aumentando a perda de carga do líquido. Portanto, há um ponto ótimo de máxima pressão capilar e mínima perda de carga do líquido. Meios compostos constituídos por poros grandes na região próxima a parede do tubo e pequenos poros na interface líquido/vapor podem ser uma alternativa para uma melhor combinação entre estes dois parâmetros.

### 2.3.3 Modelagem térmica

Para a determinação da resistência térmica global de tubos de calor, emprega-se a analogia entre circuitos elétricos e térmicos, que é definida como:

$$q = \frac{T_q - T_f}{R_t} \quad (2.55)$$

onde  $q$  é a potência transferida pelo dispositivo,  $T_q$  e  $T_f$  são as temperaturas da parede do evaporador e condensador e  $R_t$  é a resistência total do sistema como é apresentado por Faghri (1995). Na Figura 13 é apresentado o circuito térmico equivalente para um tubo de calor que utiliza um meio poroso como estrutura capilar.

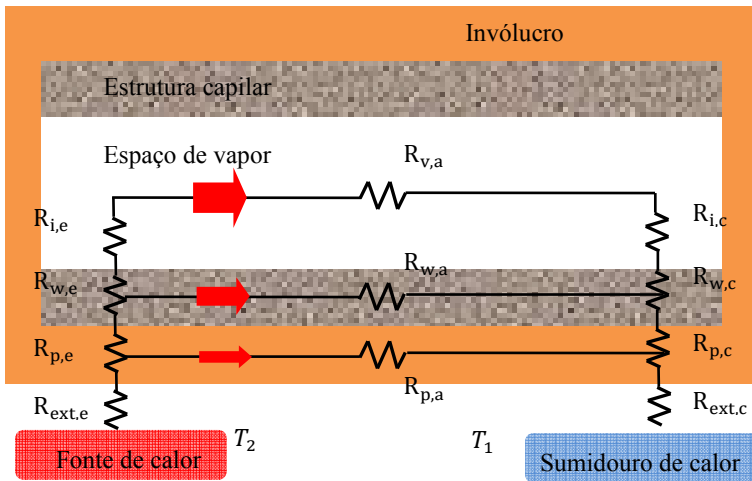


Figura 13 – Circuito térmico equivalente.

Fonte: adaptado de Peterson (1994).

Segundo a Figura 13, as resistências térmicas que configuram o circuito térmico são:

- $R_{ext,e}$  Resistência externa do evaporador produzida no contato com a superfície aquecida e a interação com o meio,

- $R_{p,e}$  Resistência da parede do tubo no evaporador,
- $R_{w,e}$  Resistência do meio poroso no evaporador,
- $R_{i,e}$  Resistência na interface entre o líquido e vapor, no evaporador,
- $R_{v,a}$  Resistência do vapor na região adiabática,
- $R_{w,a}$  Resistência do meio poroso na região adiabática,
- $R_{p,a}$  Resistência da parede na região adiabática,
- $R_{i,c}$  Resistência da interface vapor-líquido, no condensador,
- $R_{w,c}$  Resistência do meio poroso no condensador,
- $R_{p,c}$  Resistência da parede no condensador,
- $R_{ext,c}$  Resistência externa do evaporador produzida no contato com a superfície aquecida e a interação com o meio.

Normalmente algumas destas resistências são desprezadas, segundo a sua contribuição na resistência térmica global do dispositivo.

### 2.3.4 Limite capilar

O funcionamento de tubos de calor está sujeito a uma série de limites de operação, são estes: limite viscoso, limite sônico, limite capilar, limite de ebulição, limite do condensador e limite de arrasto. Estes limites determinam a máxima taxa de transferência de calor que o dispositivo pode transportar. Quando estas limitações são excedidas, ocorre a secagem do tubo de calor, ou *dryout*. Nesta condição o tubo deixa de funcionar, aumentando sua resistência térmica total.

O limite capilar, segundo Peterson (1994), apresenta a maior restrição para mini tubos de calor, principalmente para os que operam em baixos níveis de temperatura. Para garantir o funcionamento do mini tubo de calor, os meios porosos devem proporcionar ao dispositivo uma pressão capilar superior a todas as perdas de pressão que ocorrem ao longo do caminho do líquido e do fluxo de vapor. Um modelo simplificado considera que a pressão capilar exercida pelo meio poroso deve ser igual à soma da diferença de pressão no vapor, com a diferença de pressão no líquido devido ao seu escoamento no interior do meio poroso e a força da gravidade, ou seja:

$$\frac{2\sigma}{r_c} \cos \theta = \left( \frac{C(f_v Re_v) \mu_v}{2r_{h,v}^2 A_v \rho_v h_v} \right) l_{ef} q + \left( \frac{\mu_l}{\rho_l K A_w h_{lv}} \right) l_{ef} q + \rho_l g d \quad (2.56)$$

onde  $\sigma$  é a tensão superficial,  $r_c$  é o raio crítico do meio poroso,  $C$  é uma constante que depende do número de Mach,  $f_v$  é o fator de fricção,  $Re_v$  é o número de Reynolds para o fluxo de vapor,  $\mu_v$  e  $\mu_l$  são as viscosidades dinâmicas do vapor e líquido respectivamente,  $r_{h,v}$  é o raio hidráulico do canal de vapor,  $A_v$  e  $A_w$  são as áreas transversal ao fluxo de vapor e líquido,  $h_v$  é a entalpia do vapor,  $h_{lv}$  é a entalpia de saturação,  $\rho_v$  e  $\rho_l$  são as densidades do vapor e líquido respectivamente,  $K$  é a permeabilidade do meio poroso,  $l_{ef}$  é o comprimento efetivo do tubo de calor,  $g$  é a gravidade e  $q$  é a potência máxima do tubo de calor correspondente ao seu limite capilar.

O termo à esquerda da igualdade representa a pressão capilar baseado na equação de Young-Laplace, expressa pela razão entre o produto da tensão superficial do líquido e do cosseno do ângulo de contato sólido/líquido com o raio de curvatura da interface líquido-vapor no evaporador. O primeiro termo da direita representa a queda de pressão no vapor, o segundo termo representa perda de pressão no líquido e por fim o termo  $\rho_l g d$  e um termo relacionado à força do corpo. Chi *et al.* (2001) empregaram esta expressão para avaliar o limite capilar de um mini tubo de calor de seção cilíndrica utilizando meio poroso de cobre sinterizado como superfície capilar.

### 2.3.5 Estudos em tubos de calor

Grande parte da pesquisa na área de tubos de calor tem sido enfocada no desenvolvimento de novas estruturas de bombeamento capilar e diferentes configurações de meios porosos. Na literatura especializada são encontrados estudos em que diferentes tipos de ranhuras, meios porosos sinterizados (metálicos e cerâmicos) e telas são utilizados. Dentre estes meios porosos, as ranhuras têm despertado grande interesse, conforme relatam Cao *et al.* (1993), e Peterson (1990), devido a sua alta permeabilidade e baixos custos de fabricação em relação a os outros meios porosos. Porém, os materiais sinterizados apresentam maior capacidade de bombeamento, o que compensa a sua menor permeabilidade, segundo revisão apresentada por Vasiliev (2006).

Dentre os trabalhos em que ranhuras são utilizadas como estrutura capilar, destaca-se a pesquisa desenvolvida por Berre *et al.* (2003). Estes autores descrevem a fabricação de um protótipo de micro tubo de calor<sup>5</sup>, com mini canais em forma de V, no qual são incorporados mini canais contíguos de menor tamanho abaixo dos canais principais, denominados de artéria. Um esquema desta configuração pode ser observado na Figura 14. Estes micros tubos foram fabricados em delgadas lâminas de silício, compostos por 55 canais triangulares ( $230\ \mu\text{m}$  de largura,  $170\ \mu\text{m}$  de altura e 20 mm de comprimento, com um espaçamento de  $130\ \mu\text{m}$ ) arranjados em paralelo. Estes micros canais adicionais provem um caminho independente para o fluxo do líquido condensado até o evaporador.

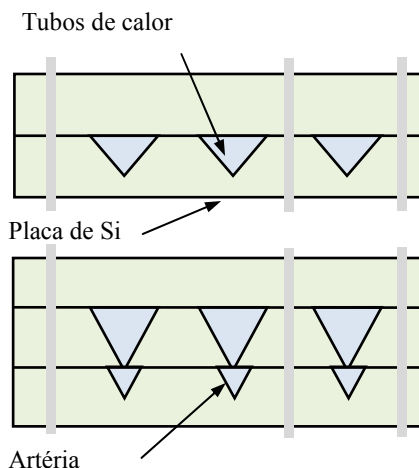


Figura 14 – a. Sistema de mini canais paralelos em V (artérias)  
Fonte: Berre *et al.* (2003).

Os resultados experimentais das duas configurações usando metanol como fluido de trabalho mostraram que o arranjo que possuía

---

<sup>5</sup> Uma das grandes discussões envolvendo mini e micro tubos de calor está na sua definição. Segundo Cotter *apud* Vasiliev (2006), os micro tubo de calor (MHP) e os mini tubos de calor (mHP) são classificados de acordo com diâmetro hidráulico: entre 10 e  $500\ \mu\text{m}$  para micro tubos de calor, e entre 2 a 4 mm para mini tubos de calor. Segundo Faghri (1995), um típico micro tubo de calor consiste de um canal não circular de diâmetro hidráulico de 10 a  $500\ \mu\text{m}$  e comprimento de 10 a 20 mm, que utiliza os cantos agudos das ranhuras para proporcionar a ação capilar.

artérias aumenta em 300% a condutividade do mini tubo de calor mHP (*mini heat pipe*) em comparação com a condutividade do silício. No caso de ranhuras simples esta diferença é desprezível.

Outras tecnologias visando à redução do custo de fabricação e o aumento da eficiência térmica têm sido estudadas. Paiva (2007) desenvolveu um modelo matemático e um protótipo experimental de um mini tubo de calor formado por fios roliços e placas de cobre. Estes mini tubos de calor foram construídos e testados em ambiente de gravidade e micro gravidade. Em seu trabalho, foi desenvolvida uma metodologia para a fabricação de mini tubos, utilizando a soldagem por difusão de fios entre placas planas de cobre, conforme pode ser visualizado na Figura 15. Testes realizados com água como fluido de trabalho mostraram que os dispositivos são capazes de transportar 55 W, apresentando uma resistência térmica de 0,5 K/W. O processo de fabricação empregado permite a fabricação de um tubo de baixo custo e de alto desempenho térmico. Neste trabalho também foram estudados outros aspectos relevantes ao desempenho de mini tubos de calor como: a influência do volume de fluido de trabalho no ângulo de contato líquido/fios roliços, espaçamento entre fios, etc.

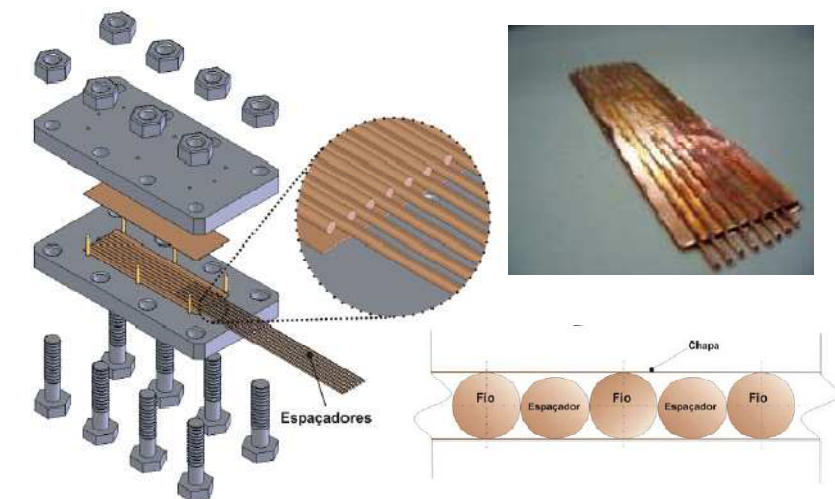


Figura 15 – Esboço da montagem, seção transversal e o mini tubo pronto.  
Fonte: Paiva (2007).

Huang e Franchi (2008) propõem a combinação de diferentes estruturas porosas para melhorar as características de bombeamento

capilar, de forma a incrementar a área superficial entre sólido e fluido de trabalho e aumentar a quantidade de poros abertos. Estes pesquisadores projetaram e fabricaram diferentes estruturas híbridas, empregando tela de cobre e pó sinterizado de cobre e níquel, arranjos em diferentes composições. Na Figura 16 são apresentados os três principais tipos de estruturas formadas, onde a intensidade na cor azul apresenta uma medida qualitativa da porosidade do meio poroso empregado, sendo o mais escuro a de maior porosidade. Primeiramente, foi proposta uma estrutura na qual pó é depositado e sinterizado sobre a superfície dos fios de uma tela metálica (ver Figura 16a); a segunda configuração consiste em um arranjo de tela metálica e pó sinterizado depositado sobre uma das faces da tela (Figura 16b). Por fim, uma terceira configuração é obtida pela deposição de diferentes quantidades de pó fino, cuja espessura aumenta longitudinalmente desde o condensador até o evaporador (Figura 16c). Para avaliar os materiais porosos, foram construídos tubos de calor com 300 mm de comprimento, 6,35 mm de diâmetro externo com uma espessura de 0,456 mm e usando água destilada como fluido de trabalho. Os tubos foram dispostos de forma vertical. Na comparação dos testes foi assumido como referência o tubo construído com tela metálica de cobre com temperatura limite no evaporador de 150°C. Os resultados para as diferentes configurações mostraram que houve um incremento de aproximadamente 70% na capacidade de bombeamento do fluido de trabalho para a configuração onde pó é depositado uniformemente em toda a superfície da tela metálica (Figura 16a). O arranjo com pó fino sinterizado depositado na face da tela que está em contato com o fluxo de vapor (Figura 16b) proporcionou um aumento na condutividade efetiva do tubo de calor ( $\cong 1800 \text{ W/m} \cdot \text{K}$ ), de três vezes, quando comparada com a condutividade térmica efetiva do tubo de referência.

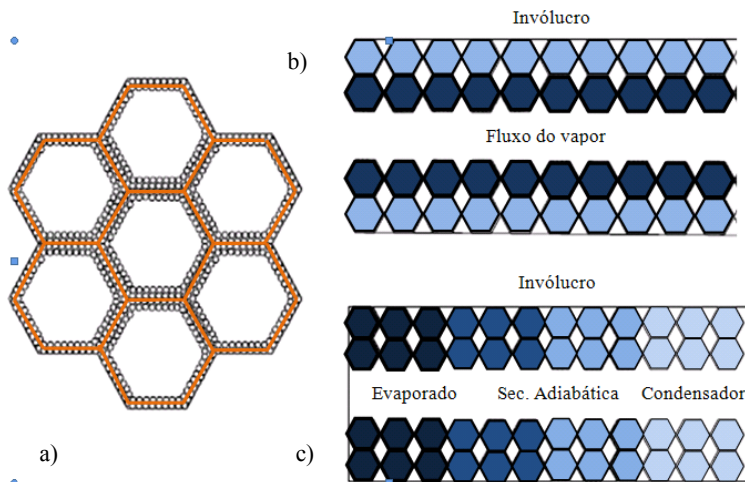


Figura 16 – Estrutura porosa híbrida a) Bi-modal uniformemente distribuído; b) Bi-modal com porosidade radial variável; c) Bi-modal com porosidade axial variável.

Fonte: Huang e Franchi (2008).

Porém, o melhor comportamento foi observado para a configuração mostrada na Figura 16c, em torno de 5 vezes a condutividade efetiva quando comparado com o tubo fabricado só com uma camada de malha metálica de cobre. Nesta configuração foi depositado pó fino de níquel de espessura variável (aumentando no sentido do evaporador) sobre a face da tela que entra em contato como o fluxo de vapor. Todas estas medições foram feitas com os tubos de calor em posição vertical, atingindo uma máxima potência de 15 W.

A mistura direta de pós em meios porosos sinterizados visando melhorar suas características físicas, tem sido estudada por pesquisadores, como relatam Yeh *et al.* (2009). Estes pesquisadores realizaram um estudo a respeito da estrutura capilar formada por meio bi-poroso; analisando o efeito na transferência de calor de um dispositivo cujo meio poroso foi obtido através do controle do tamanho das partículas sinterizadas. Na Figura 17 é apresentado um esquema do meio poroso desenvolvido, com suas principais etapas de fabricação. Como se pode observar uma estrutura com duas porosidades é obtida. Dentre os resultados deste trabalho, uma análise estatística da influência da temperatura de sinterização na produção do meio poroso é apresentada. Segundo os autores, esta estrutura fornece uma maior interligação entre os poros formados, proporcionando uma maior



transferência de calor devido à mudança de fase (evaporação) do fluido de trabalho no evaporador. O coeficiente de transferência de calor no evaporador para um meio bi-poro foi de  $64000 \text{ W/m}^2$ , aproximadamente 6 vezes maior do que um meio poroso típico, formado por poros de mesmo tamanho.

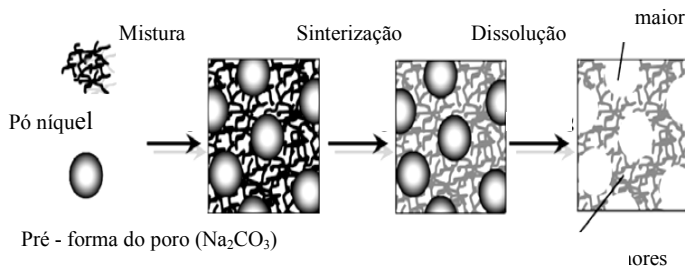


Figura 17 – Estrutura capilar formada por um meio sinterizado “bi-poros”.  
Fonte: Yeh *et al.* (2009).

## 2.3 SUMÁRIO

Neste capítulo foi apresentada uma revisão bibliográfica a respeito do estado da arte no desenvolvimento de meios porosos para aplicações em tubos de calor. Meios porosos sinterizados têm despertado interesse de pesquisadores desde o início do século XX, onde se busca alternativas de fabricação dos dispositivos em materiais e aplicações que não são tecnológica e economicamente viáveis. Deve-se notar que os meios porosos sinterizados apresentam uma diferença notável em relação aos meios empacotados e as suspensões. Propriedades como a condutividade térmica efetiva dependem fortemente do tipo de material poroso. Porém, poucos modelos da literatura se preocupam em considerar este parâmetro. Por outro lado, a porosidade traz toda a informação geométrica do meio e sua estrutura para a modelagem e posterior avaliação da condutividade térmica efetiva em meios porosos sinterizados e, portanto, a porosidade é o parâmetro dominante na modelagem de meios porosos. Deve-se levar em conta a contribuição das propriedades individuais de cada uma das fases constituintes do material poroso na determinação do comportamento térmico global do meio poroso.

A revisão bibliográfica mostra que a combinação de micro ranhuras com meios porosos sinterizados tem sido considerada para a

obtenção de meios porosos de múltiplas camadas. Ainda segundo a literatura, resultados preliminares de meios porosos de dupla camada proporcionam uma melhora considerável do funcionamento de tubos de calor, porém a presença de uma interface entre meios porosos se constitui numa desvantagem para que a máxima eficiência seja atingida.

### **3 ESTUDO EXPERIMENTAL**

Neste trabalho é proposta uma nova estrutura porosa para ser aplicada em tubos de calor. Para avaliar propriedades como a condutividade térmica, a permeabilidade e o funcionamento de mini tubos de calor construídos com estes meios porosos, foram projetadas e fabricadas duas bancadas experimentais e adaptada uma terceira, já existente no Labtucal. Na primeira seção deste capítulo são descritos o aparato experimental empregado na medição da condutividade térmica efetiva de meios porosos, assim como a preparação e fabricação dos corpos de prova empregados nesta medição e o planejamento experimental dos testes. Na seção seguinte é apresentado o equipamento utilizado na medição da permeabilidade de meios porosos. Na Seção 3.3 é apresentado o processo de fabricação e a metodologia de testes dos mini tubos de calor. Finalmente, na Seção 3.5, é descrito o processo de cálculo das incertezas de medição presentes na cadeia de aquisição dos dados experimentais.

#### **3.1 CARACTERIZAÇÃO DOS MEIOS POROSOS E DOS PÓS**

Nesta seção são apresentados os métodos e os equipamentos utilizados para a caracterização dos pós empregados na fabricação de meios porosos.

##### **3.1.1 Distribuição de tamanho de partícula**

Para a determinação do tamanho de partícula, foi empregada a granulometria a laser. A utilização da técnica de espalhamento de luz foi selecionada em função da simplicidade operacional, reprodutibilidade e por permitir a medição de partículas com tamanhos compatíveis com as partículas empregadas neste trabalho. O método aplicado foi o de Difração Fraunhofer, realizado em um equipamento Cilas 1064, do LAMAT/UNESC - Laboratório de Materiais da Universidade do Extremo Sul Catarinense. Neste ensaio, foi empregada água como meio dispersante sob agitação via ultrassom, por um período de 60 segundos.

### 3.1.2 Porosidade

A medição da porosidade foi feita empregando um equipamento baseado no princípio de Arquimedes. Também se utilizou a técnica de análise de imagens através do software Imago®. O equipamento de medição pelo princípio de Arquimedes é composto por uma balança Mettler Toledo Modelo VS 205 DU Dual Range, com resolução de 0,0001 g e sistema automático para determinação da densidade das amostras. A partir da densidade aparente  $\rho_s$  e do valor da densidade teórica do cobre  $\rho$ , é possível calcular a porosidade ( $\varepsilon$ ) da amostra.

### 3.1.3 Medição do raio crítico do poro

O raio crítico pode ser definido como o raio do poro calculado a partir da equação de Young-Laplace em função da pressão para a qual se forma uma bolha de gás no extremo oposto onde este gás é injetado. Realizou-se a medição do raio crítico do meio poroso por meio de um ensaio de extrusão capilar. Para isto, foi utilizado um aparato experimental semelhante ao descrito por Berti (2008). Neste ensaio, é injetado um gás sob pressão em um dos lados da amostra, saturada com um líquido, verificando-se o surgimento de bolhas no outro lado.

Na realização do ensaio, injetou-se argônio, e a amostra foi saturada com água destilada, até encharcar completamente o meio poroso. Durante o ensaio, a pressão é incrementada lentamente até o momento da nucleação de uma bolha. O valor desta pressão é empregado no cálculo do raio crítico do poro por meio da equação:

$$r_c = 2 \frac{\sigma \cos \theta}{P - \rho_l g h} \quad (3.1)$$

onde  $r_c$  representa o raio crítico,  $\sigma$  é a tensão superficial da água na temperatura de 295K (22 °C) medida durante o ensaio,  $\theta$  é o ângulo de contato (assumido  $\cos \theta = 1$ , pois a hipótese de perfeito molhamento é assumida),  $P$  é o valor de pressão aplicado para a nucleação da primeira bolha,  $\rho_l$  é a massa específica do líquido,  $g$  é a aceleração da gravidade e  $h$  a altura da coluna de líquido.

## 3.2 CONDUTIVIDADE TÉRMICA EFETIVA

Como já observado, para a modelagem de meios porosos de porosidade variável visando a aplicação em tubos de calor, é necessário conhecer as propriedades efetivas, tais como a permeabilidade e a condutividade térmica. Nesta seção, é apresentado o desenvolvimento da bancada experimental fabricada para a medição da condutividade térmica efetiva dos meios porosos. O funcionamento deste equipamento é descrito e são apresentadas as diferentes partes e suas funções. O planejamento experimental, fabricação e seleção das amostras são também expostas.

### 3.2.1 Bancada experimental

Para a medição da condutividade térmica efetiva dos meios porosos desenvolvidos no presente trabalho, foi projetado e fabricado um equipamento baseado no método comparativo, como o empregado na determinação da condutividade térmica em materiais metálicos (ASTM E1225). A bancada é composta por uma câmara de teste onde é posicionada a amostra, uma fonte de energia, que fornece a potência térmica para o sistema de aquecimento do experimento, um banho termostático Lauda RK 8 KP, para remover o calor aplicado e manter a condição de temperatura constante no absorvedor de calor do aparato, um sistema de aquisição de dados National Instruments NI-SCXI-1000 para o registro das leituras da temperatura, uma bomba de vácuo Edwards E2M18, para manter uma pressão absoluta de 200 Pa dentro da câmara de teste e um computador para a leitura e análise dos dados. Uma imagem da bancada é apresentada na Figura 18.



Figura 18 – Bancada experimental para a medição da condutividade térmica efetiva.

Esse dispositivo pode ser dividido em três seções:

- Seção quente: esta seção é formada por um aquecedor, no qual duas resistências tipo cartucho de 50 W de potência fornecem o calor de entrada ao sistema. O calor é transferido à amostra por duas lâminas de cobre de alta pureza de condutividade térmica conhecida de dimensões: 85 x 10 x 2 mm. Estas lâminas cujas temperaturas são medidas em vários pontos e cuja geometria é bastante conhecida, atuam como medidores de fluxo de calor (fluxímetros), aplicando-se a Lei de Fourier para estas placas.
- Seção de teste: nesta seção do sistema é colocada a amostra, em contato com as lâminas de referência e duas placas de alumínio que atuam como meios de fixação.
- Seção fria: a seção fria se localiza no outro extremo da amostra, a qual é termicamente conectada, como foi feito com a parte quente, a dois fluxímetros, que transferem o calor da amostra para o dispositivo de resfriamento. O

extremo resfriado é mantido na condição de temperatura prescrita pela recirculação de água de temperatura controlada.

A Figura 19 apresenta um desenho e uma fotografia da secção de testes.

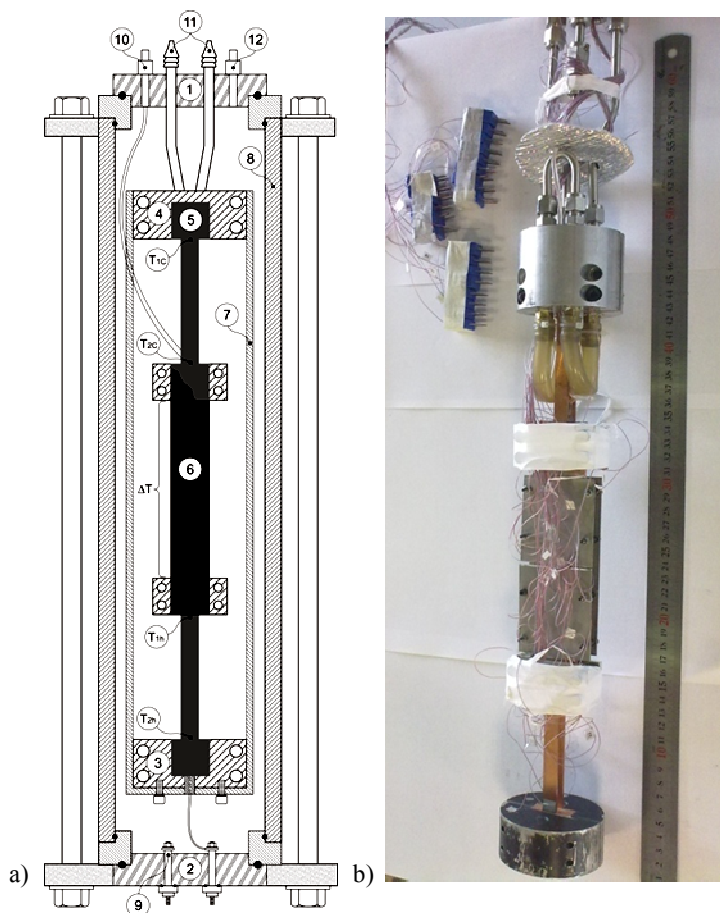


Figura 19 – a) Esquema do aparato experimental: 1 flange superior; 2 flange inferior; 3 aquecedor; 4 sistema de refrigeração; 5 fluxímetro; 6 amostra; 7 guarda quente “guard heater”; 8 tubo de policarbonato; 9 passagem, *feed trough*; 10 tubo de carregamento; 11 recirculação de água; 12 tubo de vácuo; b) Fotografia da parte interna do aparato.

A média obtida a partir das medidas dos fluxímetros (dois na seção quente e dois na seção fria) é empregada para determinar a taxa de transferência de calor que atravessa a amostra. Estes são colocados acima e abaixo de cada extremo da amostra, de forma que o calor é conduzido para a amostra através destes medidores. A geometria adotada para os fluxímetros permite uma área de contato grande com a amostra, de forma a garantir um bom contato térmico e uma boa distribuição do fluxo de calor tanto na amostra e como nos fluxímetros. A Figura 20 apresenta uma fotografia dos fluxímetros empregados. Na fabricação dos fluxímetros foram utilizadas chapas e barras de cobre UNS C10101 (*oxi-free*) com 99,95% de pureza, conforme a especificação do fabricante. Foram realizadas medições de teor de cobre nas chapas na Central de Análises da UFSC (ver Anexo 1), seguindo procedimento recomendado pela norma ASTM B152/B152M-00. Estas medidas mostraram uma porcentagem do cobre inferior ao nível requerido para serem considerados como cobre puro, (ASM, 1990), ou seja, da ordem de  $98\% \pm 1$ . De acordo com as normas, ligas de cobre nesta faixa de pureza apresentam composição aproximada a uma liga de alta porcentagem de cobre denominada UNS C16200, cuja condutividade térmica é de  $360 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ , enquanto que na literatura atribui-se, para um cobre puro, a condutividade térmica de  $391 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$ .

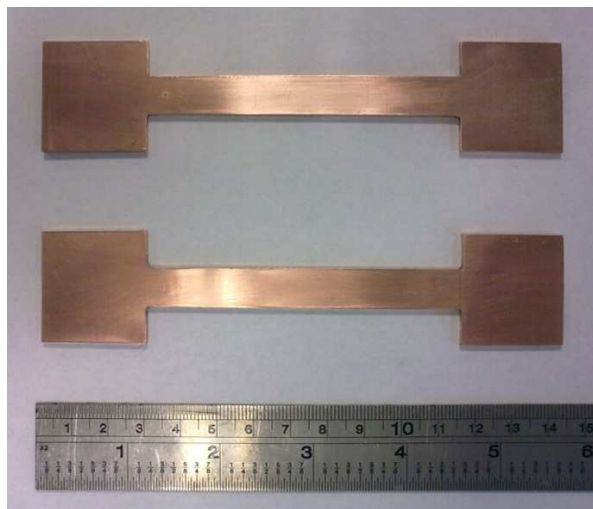


Figura 20 – Fluxímetros.



Para reduzir as perdas de calor por convecção, a montagem foi colocada dentro de uma câmara de vácuo, formada por um tubo de acrílico.

Em cada um dos extremos do tubo foi colocado um flange que atua como suporte para cada tampa que fecha a câmara. Esta condição de baixa pressão no interior da câmara é atingida ligando ao sistema uma bomba de vácuo.

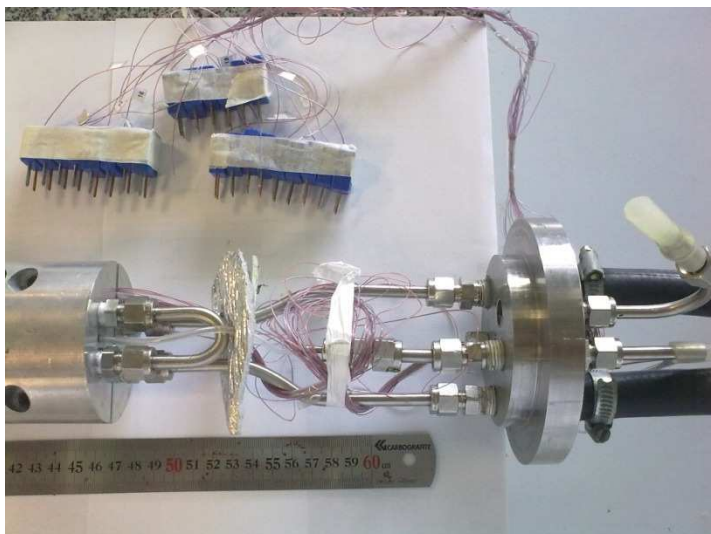


Figura 21 – Tampa da região refrigerada da câmara de vácuo.

Cada tampa tem as entradas requeridas para o funcionamento do equipamento. A tampa correspondente ao extremo superior, onde o calor é retirado do sistema, possui dois tubos que permitem a entrada e saída de água, um tubo para o carregamento do fluido na amostra, uma passagem de conexão (*feed through*) para os termopares e um tubo de conexão para a bomba de vácuo. Detalhes da tampa superior e do sistema de resfriamento estão expostos nas Figuras 21 e 22 respectivamente.

A tampa inferior, localizada na região de aquecimento, possui duas conexões para fornecer a corrente elétrica às resistências do aquecedor. A corrente é fornecida por uma fonte de energia TDK - Lambda modelo GEN300 com uma capacidade máxima de 1500 W.

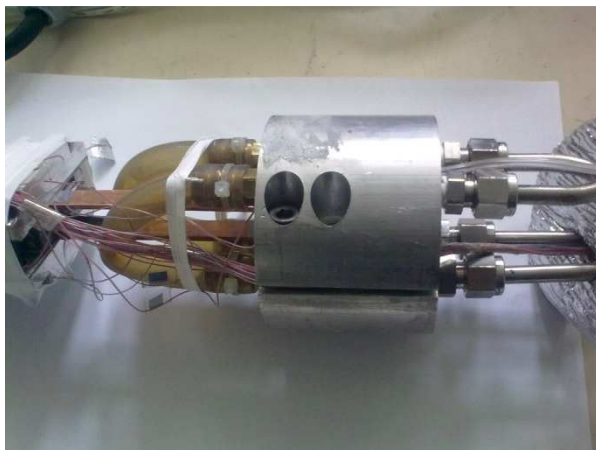


Figura 22 – Sistema de resfriamento.

Medidas preliminares das potências térmicas transferidas empregando os fluxímetros mostravam que apenas 80% do calor de entrada era efetivamente transferido através da amostra, ou seja, verificava-se uma perda de cerca de 20% da potência. Desta forma, foi necessário melhorar o isolamento térmico originalmente por convecção, para também evitar as perdas por radiação. Para isso foi empregado isolamento baseado no princípio de “guarda quente” (*guard heater*), ou seja, a montagem foi encapsulada por placas aquecidas, mantidas em níveis de temperatura bem similares aos da amostra a ser medida, minimizando as trocas por radiação. Esta proteção é formada por um cilindro de cobre fechado em um dos seus extremos e dividida transversalmente. Esta camisa é parafusada ao corpo do aquecedor e seu aquecimento é também feito através das resistências que fornecem calor a amostra. O extremo inferior da proteção é mostrado na Figura 23.

A medição das temperaturas foi feita utilizando termopares tipo T do fabricante Omega<sup>®</sup> modelo TT-T-040, dispostos ao longo da amostra e nos fluxímetros, a uma distancia de 5 mm de seus extremos e igualmente espaçados nas faces inferior e superior a fim de avaliar a distribuição de temperatura nas duas faces, ou seja, os termopares instalados no fluxímetro permitem medir os gradientes de temperatura necessários ao cálculo do fluxo de calor que entra e sai da amostra.

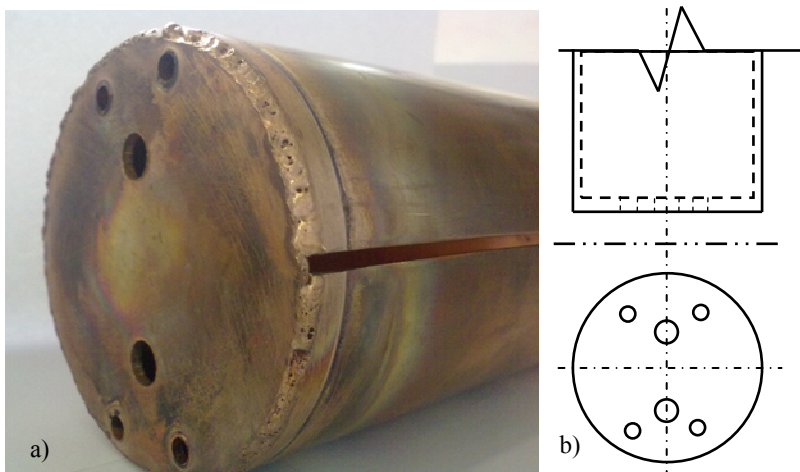


Figura 23 – Montagem da proteção (guard heater) a) Imagem b) Desenho.

Para reduzir a resistência térmica de contato nos acoplamentos entre os fluxímetros, as amostras e os dispositivos de resfriamento e aquecimento, foi aplicada a pasta térmica Dow Corning 304<sup>®</sup>.

Para garantir a distribuição da pressão uniforme nas áreas de contato da juntas, os parafusos foram apertados aplicando torques iguais e em disposição diagonal. A aplicação de torque em excesso pode ocasionar a fratura, e, portanto, a perda das amostras. O controle do torque é feito com uma chave de catraca acoplada a um sensor Omega<sup>®</sup> M3369n.

### 3.2.2 Planejamento experimental

Como já foi observado, neste trabalho são desenvolvidos e testados meios porosos sinterizados com duas camadas. Estes meios foram avaliados experimentalmente e os dados obtidos são comparados com resultados de modelos teóricos no próximo capítulo. Para a avaliação da condutividade térmica efetiva de meios de múltiplas camadas, um projeto experimental do tipo fatorial com dois fatores (Vieira e Hoffmann, 1989), o tipo de material e o fluido, foram propostos. O fator material apresenta quatro níveis e o fator fluido três níveis, de forma que são obtidas doze combinações experimentais, que foram avaliadas com duas réplicas, totalizando 24 ensaios. Para o

presente estudo, foram usados dois tipos de material particulado com diferentes distribuições de tamanho de partícula.

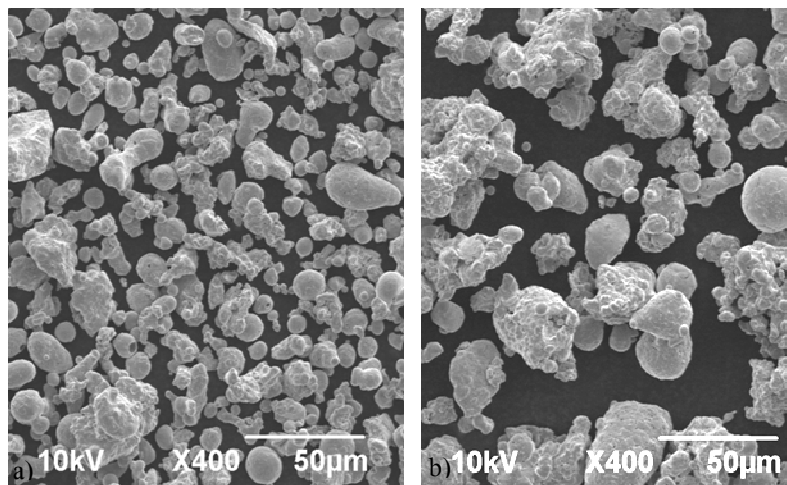


Figura 24 – Micrografias obtidas no MEV com aumento de 400 vezes: a) Pó PAC, b) Pó PAM.

O pó de cobre que tem um tamanho médio de partícula de 49  $\mu\text{m}$  é denominado PAM e o meio poroso resultante do processo de sinterização, apresenta uma porosidade de 52%. Já o pó de cobre PAC apresenta um tamanho médio de partícula 20  $\mu\text{m}$  e uma porosidade de 41% depois de sinterizado o meio poroso. Na Figura 24 são apresentadas as micrografias dos dois tipos de material particulado, onde se observa o formato das partículas.

A avaliação da condutividade do meio poroso de dupla camada é realizada em função da espessura das camadas obtidas a partir de cada tipo de material particulado. Duas combinações de espessuras de camadas foram estudadas experimentalmente. A primeira combinação, denominada PAM50PAC50, é formada por duas camadas onde cada uma representa cerca 50% da espessura total. A segunda combinação é denominada PAM75PAC25, onde a camada feita de particulado PAM possui uma espessura de cerca de 75% da espessura total e os 25% restantes são ocupados pelo pó PAC.

Foram feitos testes para determinar o teor de cobre na composição química do material particulado. Os ensaios mostraram uma porcentagem de cobre de  $95,45 \pm 1\%$  para o pó. Nas tabelas do manual da ASM (1990) para cobre puro e sua ligas, verifica-se que esta

composição de cobre é semelhante a da liga C2100, a qual apresenta condutividade térmica de  $234 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$  a  $20^\circ \text{C}$ .

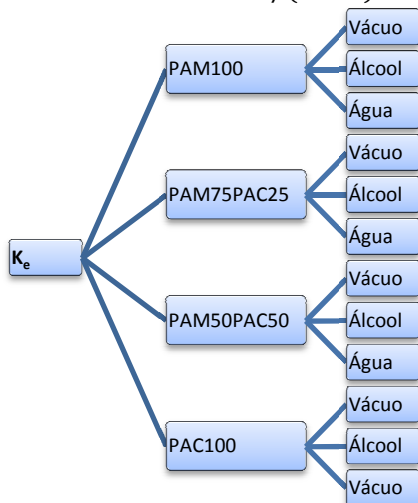


Figura 25 – DOE aplicado para avaliar a condutividade média efetiva.

Neste contexto foi também avaliada a influência do fluido de trabalho. Para isto, foram considerados: condição de vácuo no interior da amostra, o preenchimento do meio poroso com água e álcool metílico. O sumário dos testes propostos está apresentado na Figura 25. Esses fluidos foram selecionados tendo como base a compatibilidade química<sup>6</sup>, entre o material que constitui o mini tubo de calor e o fluido de trabalho empregado.

Para o cobre é recomendado o emprego de água e metanol, conforme literatura, (Peterson, 1994), uma vez que essa combinação não apresenta formação de gases não condensáveis. A compatibilidade de diversos materiais e fluidos de trabalho empregados tipicamente em mini tubos de calor é apresentada na Tabela 3.

---

<sup>6</sup> Por compatibilidade química entende-se que não haverá a formação de uma quantidade considerável de gases não condensáveis.

**Tabela 3 – Compatibilidade do fluido de trabalho versus estrutura capilar.**

<b>Material Estrutura Capilar</b>	<b>Fluidos de Trabalho</b>			
	<b>Água</b>	<b>Acetona</b>	<b>Amônia</b>	<b>Metanol</b>
Cobre	RE	RE	---	RE
Alumínio	GGC	RL	RE	NR
Aço Inoxidável	GGT	PC	RE	GGT
Níquel	PC	PC	RE	RL
Fibra Refrasil	RE	RE	RE	RE

RE, recomendado; RL, recomendado literatura; PC, possível compatibilidade; NR, não recomendado; GGC gera gás não condensável em qualquer temperatura; GGT gera gás não condensável em temperatura elevada, em presença de óxidos.

FONTE: Modificado de Dunn and Reay (1994).

### 3.2.3 Amostras



Figura 26 – Fabricação dos corpos de teste.

Foram fabricadas amostras de seção transversal retangular (200 x 30 x 10 mm), compostas pelo material poroso e de um invólucro de cobre. O invólucro é construído em duas partes. Primeiro é feita uma caixa com lâmina de cobre de 0,3 mm de espessura, usando processo de dobramento. A Figura 26 mostra o recorte da chapa e a chapa dobrada. Dentro desta caixa é fabricado o meio poroso a ser testado, conforme será apresentado na próxima seção. Depois de sinterizado o material particulado, uma segunda tampa é adicionada para fechar o conjunto. Na

Figura 27 é apresentada a curva de sinterização dos pós na construção das amostras empregadas no estudo.

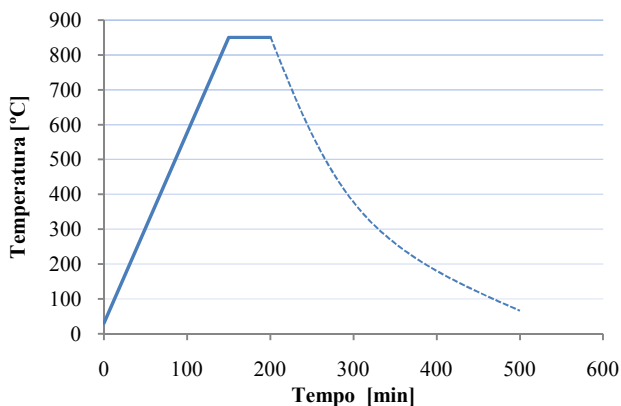


Figura 27 – Curva de sinterização dos meios porosos de cobre.

A união entre a caixa e a tampa é feita aplicando uma solda por oxi-acetileno. Para realizar o preenchimento da amostra com o fluido de trabalho selecionado, é adicionado um tubo capilar de cobre em um dos extremos da caixa.

Seguindo o mesmo procedimento adotado para os pós de cobre e para os fluxímetros, o teor de cobre na composição química da lâmina empregada no invólucro foi medido, sendo obtida uma porcentagem de cobre de  $96,41 \pm 1\%$ . Segundo as tabelas do manual da ASM (1990), verifica-se que esta composição de cobre é semelhante à das ligas UNS C19400, que apresentam condutividade térmica de cerca de  $260 \text{ W}/(\text{m} \cdot \text{K})$  a  $20^\circ\text{C}$ .

### 3.2.3.1 Amostra de uma camada

Na fabricação de amostras compostas por um só tipo de pó, o material particulado é depositado na caixa conformada, como é apresentado na Figura 28. O material excedente é retirado com uma lâmina em forma de espátula. Uma vez depositado o material, a amostra é levada ao reator/forno PADS<sup>®</sup> (*Plasma Assisted Debending And Sintering*) no Labmat UFSC, para a sinterização.



Figura 28 – Amostra de pó sinterizado de cobre PAC100.

Depois de retiradas as amostras do forno de sinterização, a tampa superior do invólucro é colocada junto com um tubo capilar umbilical para o enchimento do meio poroso, de 20 mm de comprimento, localizado em um dos extremos. Esta tampa tem uma borda que encaixa na borda inferior da caixa com o material sinterizado. Por fim, a borda da tampa superior é dobrada sobre a borda da caixa, permitindo a aplicação da solda. A configuração final da amostra depois da soldagem é apresentada na Figura 29.



Figura 29 – Amostra pronta para teste.



### 3.2.3.2 Amostra de dupla camada

As amostras utilizadas para avaliar a condutividade térmica efetiva de meios porosos formados por múltiplas camadas foram fabricadas com dois tipos de pós de cobre: PAM e PAC. A primeira camada do material particulado é depositada no interior do invólucro. De igual maneira o excedente de material é retirado com uma lâmina calibrada (espátula) com a espessura determinada, ver Figura 30. Esta primeira camada é, então, sinterizada. Uma segunda camada de pó é depositada sobre o material sinterizado e novamente nivelada com a espátula.

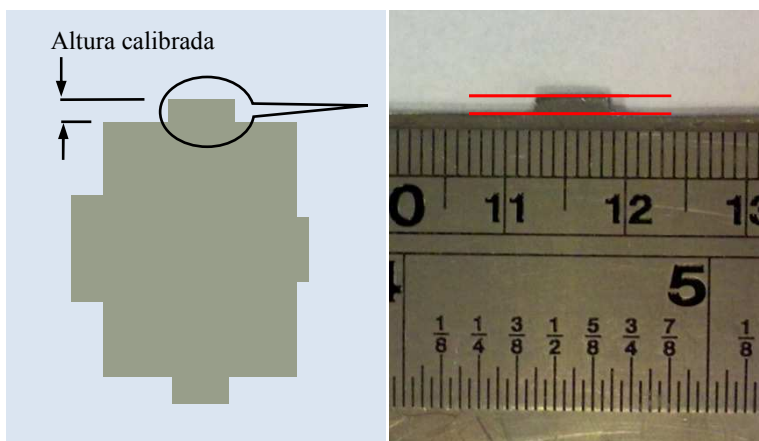


Figura 30 – Lâmina de calibração de espessura de camada.

No presente trabalho, a espessura do meio poroso fabricado para a determinação da condutividade efetiva é de 10 mm. Como já foi mencionado, tomando-se o exemplo de uma amostra PAM75PAC25 tem-se uma camada porosa fabricada a partir de PAM com uma espessura de 7,5 mm e uma segunda camada, de pó PAC, de espessura de 2,5 mm.

### 3.3 PERMEABILIDADE

A permeabilidade dos meios porosos foi medida a partir de amostras de forma cilíndrica. As amostras são fabricadas por deposição do pó de cobre em um molde de aço inoxidável AISI 304<sup>7</sup> e são sinterizadas numa atmosfera de hidrogênio (H<sub>2</sub>). O meio poroso é desmoldado para ser testado. A Figura 31 apresenta uma fotografia da forma final da amostra e do molde de fabricação.

A curva de aquecimento adotada no processo de sinterização das amostras para testes de permeabilidade é a mesma empregada na fabricação dos mini tubos de calor e das amostras para os testes de condutividade térmica efetiva. As dimensões finais das amostras são medidas com ajuda de um paquímetro Mytutoyo, com uma resolução de 0,01 mm.



Figura 31 – Amostra para o teste de permeabilidade.

As amostras são revestidas com uma resina epóxi e colocadas no interior de um porta-amostra. Um fluxo de gás argônio (Ar) é liberado através da amostra e a diferença de pressão é registrada com o uso de um transdutor diferencial de pressão da Omega<sup>®</sup>, modelo PX409-015DWUV. A Figura 32 apresenta os componentes dos aparatos empregados para a medição da permeabilidade.

A medição da velocidade do fluxo de gás é feita usando um tubo de vidro graduado. O gás que atravessa a amostra é levado até o tubo e é medido o tempo em que uma bolha de sabão se desloca de uma marca a

---

<sup>7</sup> O cobre não reage quimicamente em contato com o aço inoxidável, o que facilita a saída da amostra do molde.

outra no tubo, conforme está mostrado na Figura 33. Um sistema de aquisição (Agilent, modelo 34970A) é empregado para registrar a diferença de pressão entre a entrada e saída do gás da amostra.

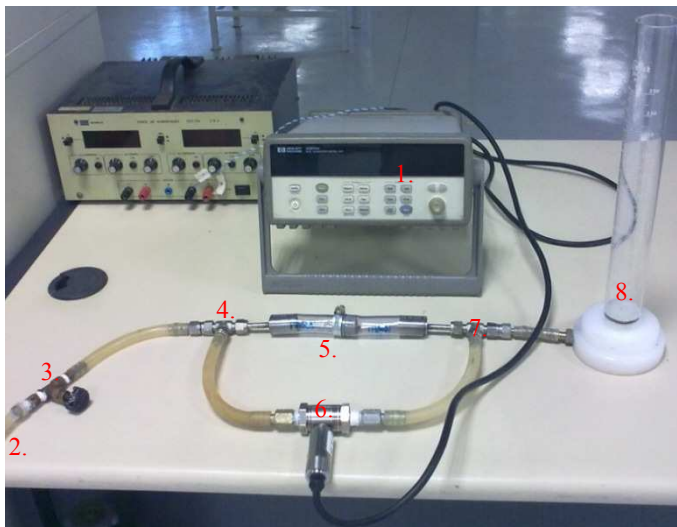


Figura 32 – Equipamento permeabilidade; 1. sistema de aquisição de dados; 2. entrada de gás; 3. válvula de controle de fluxo; 4. sensor de pressão na entrada da amostra; 5. amostra; 6. transdutor diferencial de pressão; 7. sensor de pressão na saída da amostra; 8. medidor de vazão.

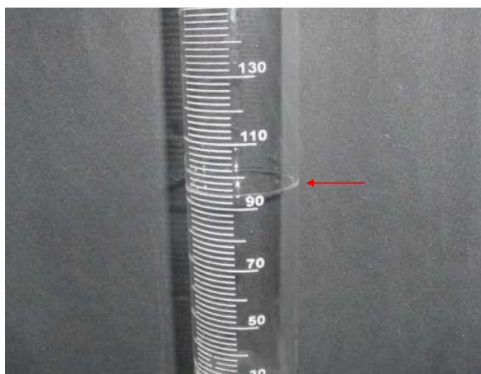


Figura 33 – Amostra para o teste de permeabilidade, com uma película de sabão, durante a mediação da velocidade do gás.

Conforme já apresentado no Capítulo 2, o transporte de um fluido pelos meios porosos testados neste trabalho seguem parâmetros

equivalentes ao regime de fluxo de Darcy. No entanto, os modelos baseados nos modelos de Darcy são comparados com os resultados segundo a metodologia exposta por Innocentini et al.. (1999), onde a equação de Forchheimer é utilizada. Valores muito baixos para o coeficiente  $k_2$  (Permeabilidade não darciana) foram obtidos, conforme o esperado pela análise do número de Reynolds.

### 3.4 MINI TUBOS DE CALOR

No presente trabalho, tubos de calor de cobre com geometria plana foram construídos. O invólucro destes tubos é composto por duas lâminas de cobre e fios roliços, conforme será descrito com detalhes na próxima seção. Três mini tubos de calor com diferentes materiais porosos foram construídos e testados. Um esquema da configuração física dos mini tubos é apresentado na Figura 34, onde pode-se observar as disposições das camadas de meio poroso sinterizado no seu interior. A camada construída de pó com tamanho de partícula mais grosso é depositada sobre a parede do invólucro e camada de pó mais fino é arranjada na proximidade do fluxo de vapor. No corte A: A da figura, pode-se observar a presença de dois fios internos os quais têm a função de dar suporte mecânico às paredes do dispositivo evitando seu colapso quando em operação, na situação em que o vapor do fluido de trabalho apresenta baixas pressões.

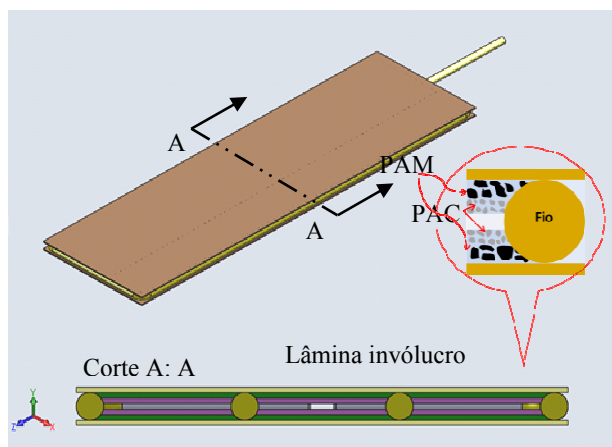


Figura 34 – Esquema e corte transversal do mini tubo de calor com múltiplas camadas de meios porosos.

### 3.4.1 Fabricação

A fabricação dos mini tubos com meios porosos sinterizados com porosidade variável pode ser dividida em uma série de etapas: desenho e corte da chapa, limpeza dos materiais do invólucro, soldagem de ponto preliminar, deposição da primeira camada de pó, sinterização da primeira camada, deposição e sinterização da segunda camada, fechamento e soldagem do corpo e do tubo capilar de carregamento. Para fabricação dos corpos dos mini tubos com meios porosos sinterizados, foi empregada a mesma técnica e materiais, utilizados na fabricação de mini tubos com fios roliços, conforme descrito por Paiva (2007). Os mini tubos são formados por duas chapas delgadas de cobre de 100 x 30 x 0,03 mm recheadas com fios roliços com diâmetro de 1,73mm. Como foi mencionado, o processo inicia com o traçado e corte das lâminas no tamanho especificado. Em seguida é feita a dobradura dos fios de forma que sua geometria se encaixe no contorno das lâminas, conforme apresentado na Figura 35. Uma vez terminada esta etapa, os fios e lâminas são levados a um banho com uma solução de ácido sulfúrico a 10%, como preparação para a soldagem das peças utilizando solda de ponto.



Figura 35 – Primeira etapa de fabricação dos mini tubos de calor.

No interior do invólucro formado pelas duas chapas e pelo fio de fechamento lateral, são colocados dois fios longitudinais e igualmente espaçados, para prover resistência mecânica ao dispositivo e conservar a espessura do canal de vapor. A solda ponto é empregada para garantir a geometria do tubo durante o processo de sinterização. Uma fotografia de um mini tubo de calor depois da soldagem por ponto é apresentado na Figura 36. O meio poroso é fabricado empregando o método de deposição de pó solto em duas camadas, que são sinterizadas em tempos diferentes. A primeira camada é depositada após a soldagem por ponto.



Figura 36 – Invólucro do mini tubo de calor pronto para a deposição do pó.

Depois de sinterizadas as camadas de pó no interior do mini tubo de calor, o invólucro é fechado, empregando o processo de soldagem com oxi-acetileno. Nesta operação, é importante cuidar para não entupir o tubo capilar, impedindo o posterior carregamento do fluido de trabalho. Nesta etapa de soldagem, as peças do mini tubo e duas chapas de aço inox que compõem a matriz de soldagem por difusão, são recobertas com uma solução de alumina e água para evitar a colagem dos materiais nas matrizes. Para evitar a deformação durante o aquecimento na soldagem, as peças são seguras com ajuda de alicates de pressão. Detalhes de montagem do tubo depois da solda são apresentados na Figura 37. Depois da vedação por soldagem, o dispositivo é testado num Leak Detector Spectron 5000 Edwards®, para detectar possíveis vazamentos de vácuo.



Figura 37 – Montagem para aplicação da solda e lâminas de aço inox recobertas de alumina.

Depois de soldados, os mini tubos são mergulhados parcialmente em uma solução de ácido sulfúrico a 10% para limpar a superfície externa do tubo, retirando a camada de óxido e facilitando a transferência de calor entre a superfície aquecedora para a refridora, na bancada de teste. Nesta limpeza é preciso evitar a entrada de solução ácida no interior do tubo. Depois de realizada a limpeza, o mini tubo é evacuado através de um sistema formado por três bombas de diferentes características, que proporcionam diferentes níveis de vácuo. Por fim, os mini tubos são carregados com o fluido de trabalho. Na Figura 38 é apresentado um tubo evacuado e pronto para seu carregamento.

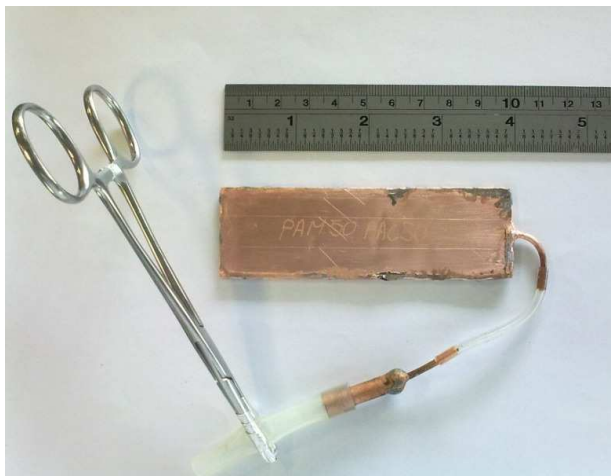


Figura 38 – Mini tubo de calor com porosidade variável evacuado.

A etapa final da fabricação do mini tubo de calor consiste no carregamento do fluido de trabalho. Esta operação é realizada conectando uma pipeta graduada ao tubo capilar com uma mangueira de silicone, na qual é feita uma estricção controlada de sua seção, a qual permite a inserção de uma quantidade controlada de fluido de trabalho.

### 3.4.2 Projeto experimental

Para avaliar a resistência térmica total e o limite capilar dos mini tubos de calor com meios porosos de múltipla camada, são estudadas três diferentes composições de material sinterizado, empregando água destilada como fluido de trabalho ou em vácuo, conforme um projeto experimental do tipo fatorial com duas repetições num só nível. Da mesma forma, para o presente estudo experimental, são empregados dois tipos de material particulado: pó PAC e PAM. Mini tubos de calor cujos meios porosos são compostos somente com PAM, assim como formados por duas camadas, cujas espessuras são: 50% PAM e 50% PAC (PAM50PAC50) e 75% PAM e 25% PAC (PAM74PAC25) são projetados e construídos. O sumário dos testes planejados é apresentado na Figura 39. No caso de tubos de calor empregando meio poroso fabricado de pó tipo PAC, não foi considerado no projeto experimental como referência. Isto porque segundo testes preliminares mostraram que



seu rendimento é significativamente inferior quando comparado com os tubos fabricados com meios porosos de pó PAM.

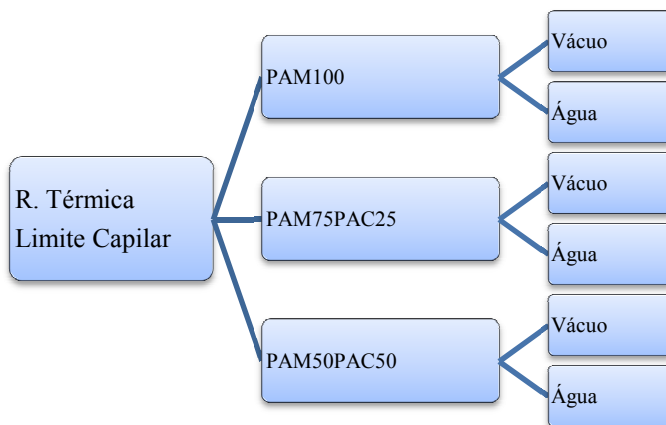


Figura 39 – DOE aplicado para avaliar a resistência térmica e limite capilar dos mini tubos de porosidade variável.

A resistência térmica medida para o mini tubo descarregado (em vácuo) fornece uma resistência térmica máxima de referência para a configuração avaliada. Os testes são projetados para um nível de temperatura no condensador de 40 °C. A avaliação da quantidade de fluido ideal é obtida a partir de testes de cada um dos dispositivos para diferentes carregamentos, até se encontrar o seu melhor funcionamento. Os testes são conduzidos em diferentes níveis de potência térmica. Uma vez atingido o regime permanente, um novo nível de potência é aplicada no dispositivo.

### 3.4.3 Bancada experimental

Para a avaliação do desempenho térmico dos tubos de calor foi projetada e fabricada uma bancada de testes. Esta bancada é formada por um conjunto de placas aquecedoras e resfriadoras onde são encaixados o evaporador e condensador do mini tubo, respectivamente. Esta montagem é alojada no interior de uma caixa metálica preenchida com poliestireno expandido como material isolante. Orifícios e uma ranhura

na chapa de fechamento da caixa metálica permitem a entrada e saída da água de resfriamento, da potência elétrica, dos termopares e da tesoura cirúrgica que segura e lacra a mangueira ligada ao capilar de carregamento do fluido. A seção de resfriamento é ligada a um banho termostático, que mantém a condição de temperatura prescrita. A bancada geral é apresentada na Figura 40.

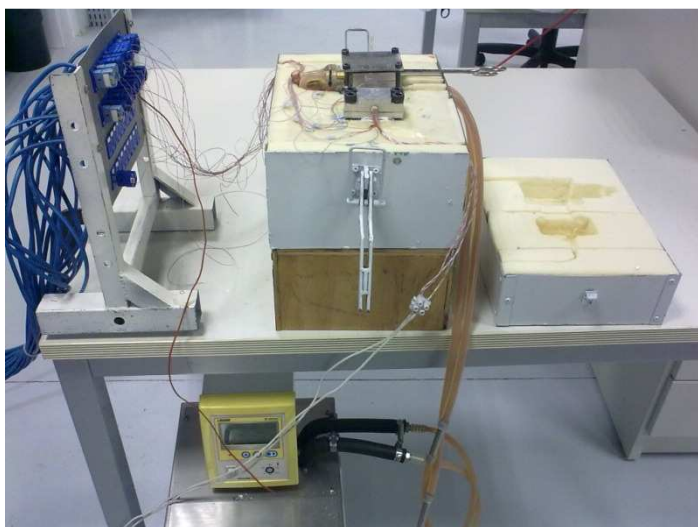


Figura 40 – Bancada de teste para mini tubo de calor.

Na medição da temperatura foram empregados termopares tipo T posicionados em todas as zonas do tubo. As regiões do evaporador e condensador apresentam áreas iguais para o evaporador e condensador ( $9 \text{ cm}^2$ ) nas quais foram localizados três termopares, conforme apresentado na Figura 41.

A potência para o aquecimento é fornecida para quatro resistências elétricas com capacidade de 50 W, por uma fonte de energia TDK - Lambda modelo GEN300. A temperatura máxima de operação é de  $250^\circ\text{C}$ . O software Labview 8.6 é empregado na interface gráfica e para o registro das leituras dos termopares.

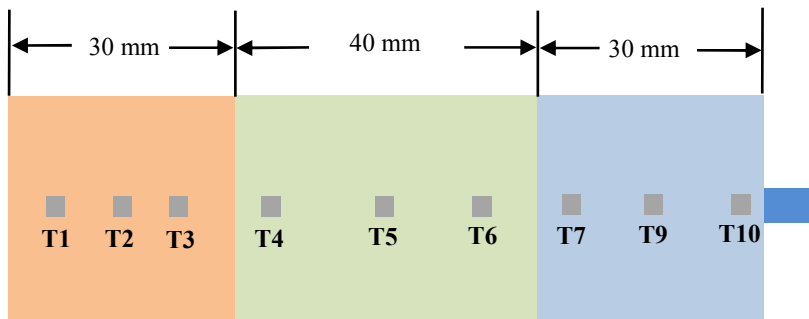


Figura 41 – localização dos termopares no mini tubo de calor.

### 3.5 ANÁLISE DE INCERTEZA

A condutividade térmica efetiva, a permeabilidade e a resistência total dos mini tubos foram medidas a partir de variáveis como a temperatura, distâncias e fluxos de calor. As incertezas foram calculadas segundo a metodologia apresentada pelo INMETRO (2003), ou seja, foram calculadas as incertezas padrão  $u_i$ , que pertencem uma cadeia de medição de cada grandeza de entrada, as quais são combinadas para a determinação da incerteza  $U_w$  de cada mesurando, para o qual se estabelece a incerteza expandida. Um esquema do procedimento é apresentado na Figura 42.

Tomando-se como exemplo a condutividade térmica efetiva, é empregada a seguinte expressão para a determinação da incerteza das medições:

$$u_{k_e} = \left[ \left( \frac{\partial k_e}{\partial X_i} \right)^2 (u_i)^2 + \dots + \left( \frac{\partial k_e}{\partial X_n} \right)^2 (u_n)^2 \right]^{1/2} \quad (3.6)$$

onde,  $k_e$  é a condutividade térmica efetiva, obtida em função das variáveis de entrada  $X_1 \dots X_n$ , ou seja,  $k_e = k_e(X_1 \dots X_n)$ , onde  $w_{k_e}$  representam as incerteza padrão combinadas, calculadas para as grandezas de entrada, segundo Holman (1978) e ABTN-INMETRO (2003).

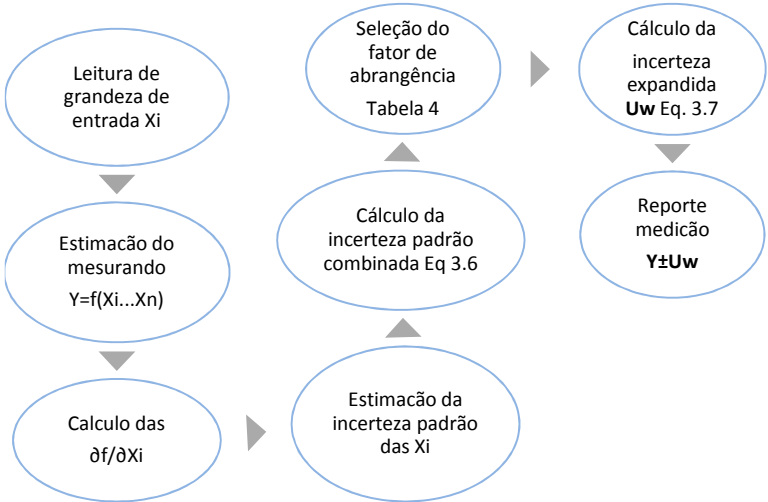


Figura 42 – Bancada de teste para mini tubo de calor.

Esta incerteza é, por sua vez, combinada e multiplicada pelo fator de abrangência<sup>8</sup> para se obter a incerteza da medição, expressada pela equação:

$$U_w = k_p u_w \tag{3.7}$$

**Tabela 4 – Fator de abrangência segundo o nível de confiança que produz com uma distribuição normal.**

Nível de confiança p [%]	Fator de abrangência $k_p$
68,27	1
90	1.645
95	1.960
95,45	2
99	1.256
99,73	3

FONTE: ABTN-INMETRO (2003).

<sup>8</sup> O fator de abrangência  $k_p$  é um valor numérico utilizado como um multiplicador da incerteza padrão combinada de modo a obter uma incerteza expandida, que produz um intervalo em torno do resultado  $y$  da medição, do qual se espera que abranja uma grande fração especificada  $p$  da distribuição de valores que poderiam, razoavelmente, ser atribuídos ao mensurando  $Y$  (ABTN-INMETRO, 2003).

A seleção do fator de abrangência  $k_s$  é feita segundo o nível de confiança que se deseja, assumindo uma distribuição normal para as medições de cada grandeza. O resumo destes fatores, segundo o nível de confiança é apresentado na Tabela 4. Neste trabalho foi assumido um nível de confiança do 95,45% o que corresponde um fator de abrangência igual a 2.

## **4 MODELAGEM MATEMÁTICA**

Este capítulo apresenta a descrição dos modelos matemáticos propostos para determinar propriedades relevantes a partir de dados experimentais e da análise dos meios porosos estudados. Na primeira seção é apresentado o modelo proposto para o estudo da condutividade térmica efetiva de meios porosos sinterizados. Na segunda seção é descrita a modelagem desenvolvida para determinar a condutividade térmica efetiva dos meios porosos preenchidos com fluido de trabalho. Na seção seguinte, um modelo para a avaliação do limite capilar é proposto. Este modelo é menos restritivo, pois novos termos são acrescentados à equação simplificada desenvolvida originalmente para tubos de calor convencionais fabricados com uma só camada de material poroso. Finalmente, é apresentado o circuito térmico equivalente empregado para a avaliação da resistência térmica do mini tubo de calor.

### **4.1 MODELO DA CONDUTIVIDADE TÉRMICA EFETIVA**

Nesta seção é apresentado o modelo de condutividade térmica efetiva para meios porosos sinterizados desenvolvido no presente trabalho, a partir da modelagem da transferência de calor entre duas partículas sólidas encostadas e pelo fluido que as rodeia. A técnica da equivalência entre circuitos térmicos e elétricos é empregada. Para a modelagem das resistências térmicas, são empregados modelos desenvolvidas na literatura, assim como algumas relações simplificadas propostas neste trabalho. Na Seção 4.1.1 é apresentado o modelo físico proposto para a modelagem da condutividade térmica através de uma célula unitária. Na seção seguinte são descritas as diferentes hipóteses simplificadoras assumidas no desenvolvimento da modelagem. Por fim, na Seção 4.1.3 é apresentado o equacionamento matemático para o cálculo das resistências térmicas, que empregam dados como a condutividade térmica efetiva do meio poroso sinterizado em sua formulação.

#### **4.1.1 Parâmetros geométricos**

O modelo físico apresentado na Figura 43 é proposto no presente trabalho para a determinação teórica da condutividade térmica efetiva de

um meio poroso sinterizado. A modelagem matemática é baseada na célula unitária ou volume elementar representativo, também apresentado na Figura 43. Esta célula é formada por hemisférios de duas partículas esféricas de igual raio  $r_1$  e  $r_2$ , que estão unidas por um pescoço formado durante o processo de sinterização. Uma camada de fluido que rodeia todo o sistema. A distância  $x$  representa o raio do pescoço no plano tangente ao ponto de contato das duas partículas e  $r_m$  é o raio do menisco formado pelo pescoço, este é assumido como o segmento de um círculo tangente as duas esferas.

O raio do pescoço  $x$  foi calculado a partir do modelo de sinterização exposto no Capítulo 2, utilizando a Equação 2.1. No caso do cobre, o mecanismo dominante segundo Ashby (1973), é a difusão superficial, cuja força motriz se origina na diferença entre do raio de curvatura das esferas. O menisco, que se encontra no estágio inicial de adesão, é formado no ponto de contato.

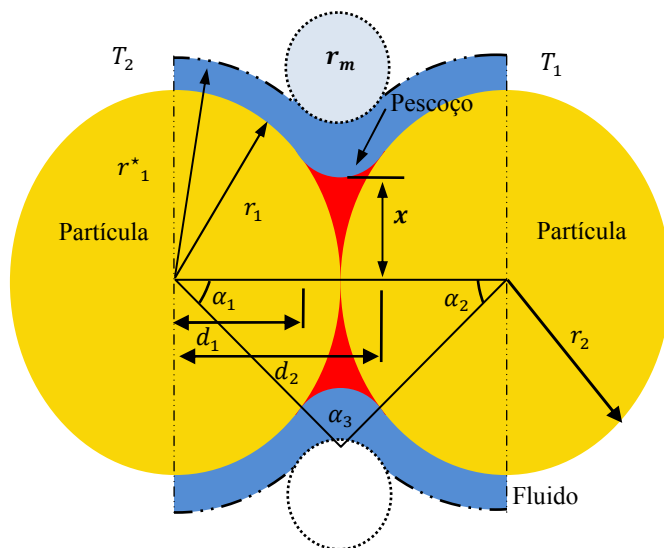


Figura 43 – Célula bifásica com partículas esféricas de igual diâmetro.

Para definir os parâmetros geométricos da célula foi tomado como origem de coordenadas o centro de uma das esferas de forma que o eixo normal ao ponto de contato das esferas coincide com as abscissas e o plano que contém a circunferência do pescoço coincide com as ordenadas do sistema cartesiano. A Equação 4.1 apresenta a relação

geral entre o raio do menisco, os raios das partículas esféricas ( $r_1$  e  $r_2$ ) e o raio do pescoço.

$$\frac{(r_1 + r_2)(x + r_m)}{2} = \sqrt{(r_m + r_1 + r_2)r_m r_1 r_2} \quad (4.1)$$

Para o caso em que  $r_1 = r_2$  a Equação 4.1 torna-se:

$$r_m = \frac{x^2}{r_1 - x} \quad (4.2)$$

A dedução da Equação 4.1 é apresentada no Apêndice A.1. Além dos raios, são necessários para descrever a geometria da célula os ângulos  $\alpha_1$ ,  $\alpha_2$  e  $\alpha_3$ , que são os ângulos internos do triângulo formado pela intersecção dos centros das circunferências das esferas e o raio do menisco do pescoço  $r_m$ . As Equações do seno e cosseno são empregadas para determinar as relações geométricas entre lados dos triângulos e seus lados:

$$(r_1 + r_2)^2 = (r_1 + r_m)^2 + (r_2 + r_m)^2 - 2(r_1 + r_m)(r_2 + r_m)\cos\alpha_3 \quad (4.3)$$

$$\frac{\sin \alpha_1}{r_2 + r_m} = \frac{\sin \alpha_3}{r_1 + r_2} \quad (4.4)$$

$$\frac{\sin \alpha_2}{r_1 + r_m} = \frac{\sin \alpha_3}{r_1 + r_2} \quad (4.5)$$

Os parâmetros  $d_1$  e  $d_2$  são as coordenadas horizontais dos pontos onde se intersectam a circunferência do pescoço e as duas esferas, medidas a partir do centro da esfera 1. Estas coordenadas serão empregadas para definir a resistência térmica do pescoço na fase fluida e sólida. As equações 4.3, 4.4 e 4.5 são empregadas para a fase fluida mudando  $r_1$  para o raio externo da esfera oca  $r_1^*$  formada pela camada de fluido. O comprimento  $x$  é calculado a partir do modelo de transferência de massa no processo de sinterização, em função do mecanismo dominante para o material em estudo. Este equacionamento e hipóteses da modelagem são apresentados na próxima seção.



### 4.1.2 Hipóteses do modelo

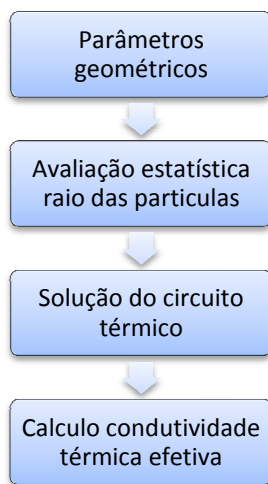


Figura 44 – Metodologia de modelagem da condutividade térmica efetiva.

A modelagem proposta para a análise da transferência de calor em meios porosos sinterizados é baseado nas seguintes hipóteses:

- Regime permanente.
- Fluxo de calor unidimensional.
- Equilíbrio térmico na interface sólido-líquido.
- Propriedades constantes para o fluido e o sólido.
- Camada de fluido que contorna e molha completamente as partículas sólidas.
- Esta camada de fluido é considerada estagnada e, portanto, não são considerados efeitos convectivos.
- Nos dois extremos da célula são impostas as condições de temperaturas prescritas  $T_2$  e  $T_1$  onde,  $T_2 > T_1$ .
- As partículas de pó são esféricas e apresentam raios iguais.
- O pescoço é de geometria circular nos planos perpendiculares ao fluxo de calor.
- O tamanho das partículas empregadas é estatisticamente representativo para todo o material particulado.
- Não são consideradas forças de compactação externas ao meio.

A transferência de calor através da célula elementar é modelada empregando a técnica da analogia entre circuitos elétricos e térmicos. A metodologia de modelagem é apresentada na Figura 44. A primeira etapa da modelagem começa com a determinação dos parâmetros geométricos que descrevem o problema a ser estudado. Partindo da distribuição de tamanho de partícula, é obtida a média dos diâmetros das esferas e os quartis. A seguir, conforme a curva de aquecimento do processo de sinterização (Figura 27) e empregando a Equação 2.1 é possível determinar as dimensões dos pescoços.

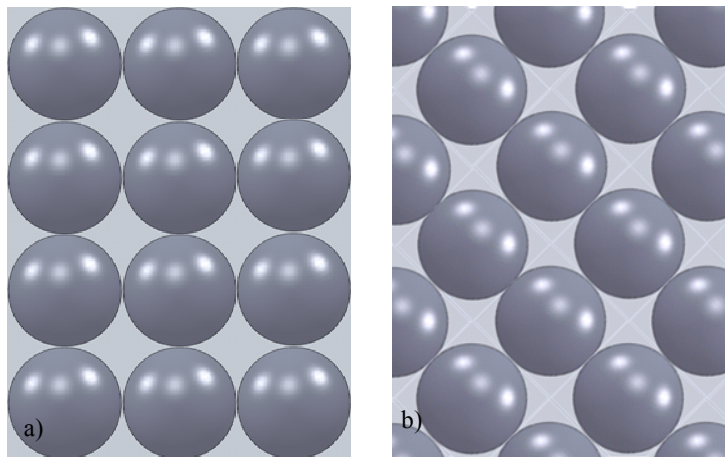


Figura 45 – Arranjo de partículas esféricas, a) Alinhadas; b) Não alinhadas.

Uma vez estimado o diâmetro do pescoço, são obtidos os dados necessários ao cálculo das resistências térmicas do fluido e do sólido. Por fim, a condutividade térmica efetiva dos meios porosos é calculada a partir do balanço de fluxo de calor, empregando a equação de Fourier.

Dois arranjos foram considerados para o estudo, um arranjo na qual as partículas estão empacotadas alinhadas e uma segunda configuração com as partículas não alinhadas em ângulo de  $45^\circ$ , como é apresentado na Figura 45.

A condutividade térmica do arranjo alinhado  $45^\circ$  corresponde ao valor da condutividade térmica efetiva calculada para o arranjo alinhado multiplicada pelo fator  $(\cos 45^\circ)$ , assumindo que o ponto de contato está deslocado  $45^\circ$  do eixo de simetria. Este arranjo foi proposto como uma aproximação ao que seria um empacotamento mais próximo da realidade.

### 4.1.3 Análise térmica

Como já observado, na modelagem de condutividade térmica efetiva para a célula elementar proposta, foi adotada a analogia do circuito térmico equivalente ao circuito elétrico, cujo esquema está apresentado na Figura 46. O fluxo de calor devido à diferença das temperaturas  $T_1$  e  $T_2$  tem que atravessar duas resistências em paralelo, uma resistência representada pelo conjunto dos hemisférios das esferas (resistências de constrição  $R_{L_1}^\sigma$  e o pescoço  $R_p^\sigma$  e a outra devido à camada do fluido que envolve as esferas  $R_E^\beta$  e a resistência do disco formado pelo fluido na região do pescoço  $R_p^\beta$ , esta última considerada em conjunto com  $R^\beta$ .

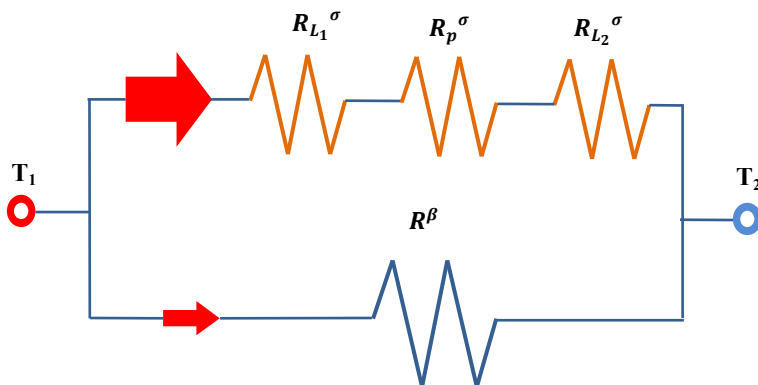


Figura 46 – Circuito térmico equivalente da modelagem da condutividade térmica efetiva.

Fazendo-se a combinação do circuito em série e em paralelo, a resistência total do circuito térmico torna-se:

$$R_t = \frac{1}{\frac{1}{R_{L_1}^\sigma + R_{L_2}^\sigma + R_p^\sigma} + \frac{1}{R^\beta}} \quad (4.6)$$

Devido ao elevado valor da resistência  $R^\beta$  (relativa ao fluido), esta pode ser eliminada na modelagem do circuito, com um erro da

ordem de menos de 1%, em relação à resistência total do circuito térmico proposto.

#### 4.1.3.2 Cálculo da resistência térmica de constrição/expansão no líquido e sólido

No cálculo da resistência de constrição para a calota hemisférica ocupada pelo líquido,  $R_L^\sigma$  e  $R_L^\beta$ , respectivamente, conforme modelo físico apresentado na Figura 43, foi empregado o modelo apresentado por Yovanovich *et al.* (1978), para o cálculo da resistência térmica de uma esfera sólida e oca.

Neste modelo, um fluxo de calor é introduzido na célula através de uma área plana superior mantida na temperatura  $T_1$  e liberado a partir de uma área igual, mantida na temperatura  $T_2$ . Na calota de entrada, o fluxo de calor se espalha na região próxima ao pescoço (de maior área de seção transversal) e se constri na calota de saída. Com exceção das áreas de entrada e saída do calor, todo o restante da esfera é considerado isolado. A resistência térmica de constrição na calota semi-esférica maciça é obtida a partir da solução exata para a distribuição de temperatura obtida a partir da equação de calor em coordenadas esféricas nas direções  $r$  e  $\varphi$ , para o esquema físico mostrado na Figura 43, resolvida por Yovanovich *et al.* (1978). A resistência  $R$  é então, obtida a partir das equações a seguir:

$$kcR = \frac{\text{sen}\alpha}{\pi[1 - \cos\alpha]^2} \quad (4.7)$$

$$\sum_{n, \text{impar}}^{\infty} E(b, \xi, n) \frac{[\cos n\alpha - \cos(n+1)\alpha][P_{n-1}(\cos\alpha) - P_{n+1}(\cos\alpha)]}{n(2n+1)}$$

onde

$$E(r, \xi, n) = \frac{\frac{r^n}{b} + \frac{n}{n+1} \xi^{2n+1} \frac{r^{-(n+1)}}{b}}{1 - \xi^{2n+1}} \quad (4.8)$$

onde  $k$  é a condutividade térmica do meio,  $c$  é o raio da superfície de contato,  $r$  é a variável raio correspondente à superfície analisada,  $b$  é o raio interno da esfera oca,  $\xi$  é a relação entre o raio interno e o raio

externo da esfera oca,  $\alpha$  é a variável ângulo de contato, formado pela interface entre o pescoço e a esfera. Empregou-se 300 termos desta série. Os cálculos foram efetuados utilizando o software Maple<sup>®</sup>.

#### 4.1.3.3 Cálculo das resistências na região do pescoço

Para calcular a resistências térmicas na região do pescoço, tanto para o fluido quanto para o sólido, partiu-se da equação de Fourier unidimensional com a área transversal variável, considerando-se  $q_x$  uma constante:

$$q_x = -kA(x) \frac{dT}{dx} \quad (4.9)$$

a qual pode ser integrada na forma:

$$q_x \int_{x_0}^x \frac{dx}{A(x)} = -k \int_{T_0}^T dT \quad (4.10)$$

Desta integração obtêm-se:

$$q_x = \frac{-k}{\int_{x_0}^x \frac{dx}{A(x)}} (T_2 - T_1) \quad (4.11)$$

onde  $A(x)$  representa a área transversal, que varia em função do comprimento na direção  $x$  (A partir deste ponto a direção  $x$  será representada por  $z$  para evitar confusões com o raio do pescoço) e o termo:

$$\frac{-k}{\int_{x_0}^x \frac{dz}{A(z)}} \quad (4.12)$$

representa o inverso da resistência térmica do pescoço, ou seja:

$$R = \frac{\int_{x_0}^x \frac{dz}{A(z)}}{-k} \quad (4.13)$$

Na seção sólida do pescoço, emprega-se a expressão para o raio em função das características geométricas da célula proposta já mostrada anteriormente, ou seja:

$$r_p^\sigma(z) = \sqrt{r_m^2 - \{z - [(r_1 + r_m) \cos \alpha_1]\}^2} + r_m + x \quad (4.14a)$$

$$r_p^\beta(z) = \sqrt{r_m^2 - \{z - [(r_1^* + r_m) \cos \alpha_1^*]\}^2} + (r_m + r_1^*) \sin \alpha_1^* \quad (4.14b)$$

Substituindo a Equação 4.14a na Equação 4.13, a resistência térmica para o pescoço na fase sólida fica:

$$R_p^\sigma = \frac{1}{\pi k_\sigma} \int_{d_1}^{d_2} \frac{dz}{\left(r_p^\sigma(z)\right)^2} \quad (4.15)$$

onde  $d_1 = r_1 \cos \alpha_1$  e  $d_2 = r_1(2 - \cos \alpha_1)$  são as distâncias na direção  $x$  medidas a partir do centro da esfera 1 respectivamente como foi referenciado na Seção 4.1.1 (ver Figura 43).

Seguindo o mesmo procedimento, a resistência no pescoço na fase fluida torna-se:

$$R_p^\beta = \frac{1}{\pi k_\sigma} \int_{d_1}^{d_2} \frac{dz}{\left(r_p^\beta(z)\right)^2 - \left(r_p^\alpha(z)\right)^2} \quad (4.16)$$

#### 4.1.3.4 Solução da condutividade térmica efetiva

É possível definir uma condutividade térmica efetiva para a célula unitária empregando a relação:

$$k_e A \frac{(T_2 - T_1)}{L} = \frac{(T_2 - T_1)}{R_t} \quad (4.17)$$

onde  $k_e$  é definido, a partir da resistência térmica total  $R_t$  como:

$$k_e = \frac{L}{AR_t} \quad (4.18)$$

Desta forma, pode-se definir um modelo para a condutividade térmica efetiva da célula representada pela Figura 43. Partindo da distribuição de tamanho de partículas do pó, pode-se determinar um tamanho médio da partícula assim como os tamanhos das partículas que representam os quartis ou decis. A condutividade térmica efetiva  $k_e$  pode ser determinada para uma célula cujo raio é representado pelo raio médio da partícula ou pelos raios representativos dos quartis e decis. A condutividade térmica efetiva é obtida a partir de uma combinação dos valores das várias células, como será discutido no capítulo a seguir.

#### 4.2 MODELO PARA DETERMINAÇÃO DA CONDUTIVIDADE TÉRMICA EFETIVA A PARTIR DE DADOS EXPERIMENTAIS

Para o cálculo da condutividade térmica efetiva obtida a partir de dados obtidos pelo aparato desenvolvido no presente trabalho (ver Seção 3.2), foi adotado o modelo de resistências térmicas equivalentes, assumindo a seguintes hipóteses:

- Regime permanente.
- Propriedades constantes, não variáveis com a temperatura.
- Fluido estacionário.
- Fluxo de calor unidimensional.
- Matriz porosa do corpo de teste indeformável na seção de teste.
- Não há mudança de fase.

O circuito térmico para o aparato é formado por duas resistências térmicas que representam os fluxímetros na entrada e saída da amostra arranjadas em série com uma terceira resistência térmica formada pelo conjunto da resistência devida à presença das lâminas que compõem o invólucro da amostra e o meio poroso, formado por duas camadas em paralelo, conforme mostrado na Figura 47.

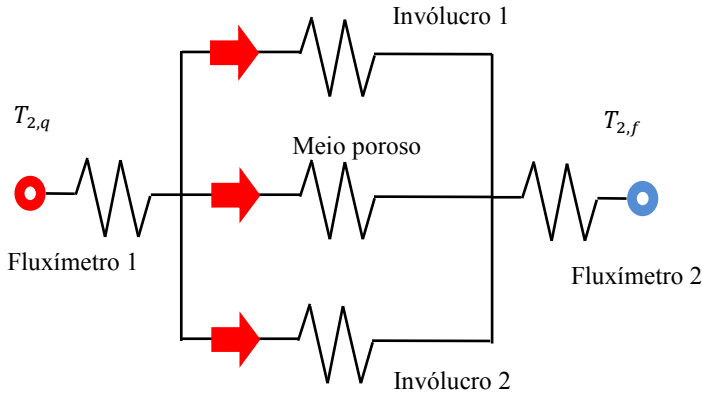


Figura 47 – Circuito térmico equivalente do experimento.

O cálculo do fluxo de calor que atravessa a amostra é obtido a partir da média dos fluxos medidos nos fluxímetros na entrada e saída da amostra. O fluxo de calor é calculado com as diferenças de temperatura medidas em distâncias conhecidas empregando a equação:

$$\bar{Q} = \frac{k_r}{2} \left( \frac{T_{2,q} - T_{1,q}}{x_{2,q} - x_{1,q}} + \frac{T_{2,f} - T_{1,f}}{x_{2,f} - x_{1,f}} \right) \quad (4.19)$$

onde,  $\bar{Q}$  é o fluxo de calor médio,  $k_r$  é a condutividade térmica do material de referência,  $T_{2,f}$ ,  $T_{1,f}$  e  $T_{2,q}$ ,  $T_{1,q}$  são as temperaturas de entrada e saída e  $x_{2,f}$ ,  $x_{1,f}$  e  $x_{2,q}$ ,  $x_{1,q}$  são as distâncias entre cada medição de temperatura no lado frio e quente respectivamente. O detalhe da distribuição dos termopares é apresentado na Figura 48.



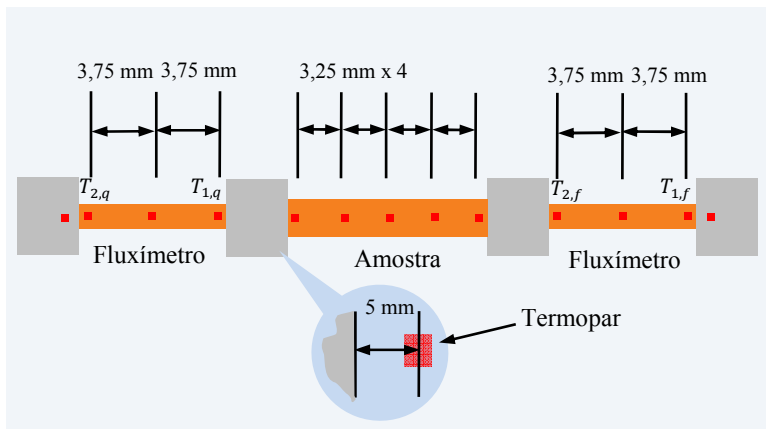


Figura 48 – Esquema de posicionamento dos termopares no experimento.

Assim, a condutividade térmica efetiva do meio poroso pode ser calculada por:

$$k_e = \frac{l}{\Delta T A} \left[ \bar{Q} - \Delta T \left( \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \right] \quad (4.20)$$

onde,  $R_1$  e  $R_2$  são as resistências das lâminas que compõem o invólucro da amostra,  $\Delta T$  é a diferença das temperaturas medidas na amostra a uma distância  $l$  e  $\bar{Q}$  é o fluxo de calor médio descrito anteriormente. A resistência térmica da solda utilizada para juntar as duas lâminas é desprezada no cálculo da condutividade térmica efetiva da amostra porosa.

#### 4.3 MODELAGENS DA RESISTÊNCIA GLOBAL DOS MINI TUBOS COM MEIOS POROSOS COM MULTIPLA CAMADA

Na Seção 4.1 o modelo da condutividade térmica efetiva é apresentado e detalhado. Este modelo foi aplicado para os meios porosos dos mini tubos de calor testados no presente trabalho.

### 4.3.1 Modelo do limite capilar

Neste trabalho é proposto um modelo do limite capilar, para avaliar a máxima capacidade de bombeamento de fluido de trabalho por um mini tubo de calor com múltipla camada e, portanto, a máxima potência térmica que este é capaz de transferir. Este modelo é baseado no escoamento unidimensional do fluido no interior do meio poroso e do vapor. A Equação 2.56 é empregada. Propõe-se a adição de dois termos a esta equação. No lado esquerdo da equação é adicionado um termo relativo ao bombeamento capilar de cada uma das diferentes camadas de material poroso, ou seja, um termo para a camada de pó PAM e outro para a camada de pó PAC, com base a hipótese de que os dois meios porosos atuam como um arranjo de bombas capilares em série somando suas cargas de pressão.

Na modelagem da queda de pressão do fluido (lado direito da Equação 2.56) foi empregado o modelo de analogia com um circuito elétrico com duas resistências em paralelo, empregando a lei de Darcy. Desta forma, a equação final para o limite capilar pode ser expressa pela equação:

$$\begin{aligned}
 2\sigma \cos \theta \left( \frac{1}{r_{c1}} + \frac{1}{r_{c2}} \right) & \quad (4.21) \\
 &= \left( \frac{C(f_v Re_v) \mu_v}{2r_{h,v}^2 A_v \rho_v h_v} \right) l_{ef} q \\
 &+ \frac{1}{\left( \frac{\mu_l l_{ef}}{\rho_l K_1 A_{w1}} \right)^{-1} + \left( \frac{\mu_l l_{ef}}{\rho_l K_2 A_{w2}} \right)^{-1}} \left( \frac{q}{h_{lv}} \right) \\
 &+ \rho_l g d
 \end{aligned}$$

onde,  $A_{w1}$  e  $A_{w2}$  são as áreas da seção transversal ao fluxo de líquido nos dois tipos de meios porosos respectivamente.

Na formulação da Equação 4.21 além das hipóteses apresentadas anteriormente foram assumidas as seguintes:

- O regime do fluxo é laminar e a equação de Darcy é aplicável.
- O vapor é considerado um fluido incompressível, ou seja, o número de Mach é menor que um.
- Propriedades constantes são assumidas na temperatura da região adiabática do mini tubo de calor.
- Operação em regime permanente.

### 4.3.2 Modelagem da resistência térmica global

A resistência térmica global obtida a partir de dados experimentais é definida como a razão entre a diferença das temperaturas médias do condensador e do evaporador do mini tubo de calor e a potência transferida, a qual é inserida através das resistências elétricas, considerando-se que as perdas térmicas na região do evaporador ocorrem apenas através do isolamento (apresentando um máximo de perda pelo isolamento da ordem de 4%), sendo dada por:

$$R_t = \frac{\bar{T}_{eva} - \bar{T}_{cond}}{P_e} \quad 4.22$$

onde  $P_e$  é o calor transferido para o tubo de calor, e  $\bar{T}_{eva}$  e  $\bar{T}_{cond}$  são as temperaturas médias no evaporador e condensador, respectivamente.

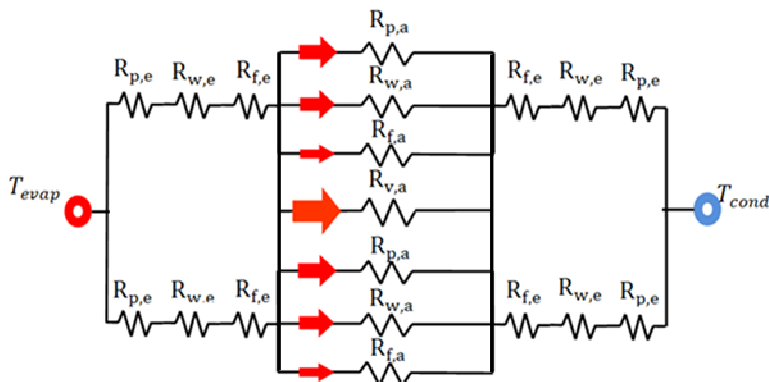


Figura 49 – Circuito térmico mini tubo plano.

Na modelagem da resistência térmica total do tubo de calor com geometria plana, foi adotada a analogia entre circuito elétrico e térmico, sendo o circuito térmico empregado, apresentado na Figura 49. Três caminhos principais em paralelo são considerados: condução de calor superior e inferior e transferência de calor pelo vapor. As resistências de condução são compostas por três resistências em série em dois conjuntos, ou seja, resistências transversais de: lâmina do invólucro, meio poroso e fios de sustentação, para a seção do evaporador e condensador. Estes conjuntos de resistências em série são intercalados

por um conjunto de resistências de condução em paralelo, que vão do evaporador ao condensador (passando pelo meio poroso) que são também devido aos mesmos componentes condutivos das resistências em série: invólucro, meio poroso e fios. Neste modelo simplificado, foram consideradas as seguintes hipóteses:

- A diferença de temperatura é calculada em relação a temperatura máxima do evaporador e a mínima do condensador, medidas a uma distância de 5 mm do extremo em cada uma das seções.
- As resistências de contato entre o meio poroso, o invólucro e os fios é desprezada.
- A resistência térmica na interface líquido-vapor é desprezível em todo o comprimento do tubo.

Neste capítulo foram apresentados os modelos desenvolvidos neste trabalho e empregados na determinação da resistência térmica global e na distribuição de temperatura em mini tubos de calor construídos a partir das tecnologias de meios porosos desenvolvidos na presente dissertação de mestrado. Os resultados teóricos obtidos serão comparados com dados experimentais no próximo capítulo.

## 5. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo, são apresentados os resultados das medições das propriedades dos meios porosos desenvolvidos no presente estudo. Na primeira seção são mostrados os resultados da medição da distribuição de tamanho de partícula, porosidade, raio crítico e a permeabilidade. Na Seção 5.2 os resultados experimentais obtidos para a condutividade térmica efetiva são analisados e comparados com os valores estimados pelos modelos existentes na literatura. Na seção seguinte, os dados experimentais são comparados com valores estimados a partir dos modelos de condutividade térmica efetiva desenvolvidos. Finalmente, na Seção 5.4 são apresentados resultados relativos ao funcionamento de tubos de calor com meios porosos de múltipla camada para dois tipos de configurações e os resultados são comparados com um tubo de calor construído com uma única camada de pó sinterizado.

### 5.1 CARACTERIZAÇÃO DOS MEIOS POROSOS E DOS PÓS

#### 5.1.1 Distribuição de tamanho de partícula

Os resultados obtidos por análise de granulometria a laser dos pós PAM e PAC são apresentados através de gráficos, que podem ser vistos nas Figuras 50 e 51. Nestes gráficos, no eixo  $x$  é apresentado o diâmetro da partícula em  $\mu\text{m}$ , enquanto no eixo  $y$  é apresentado a frequência relativa<sup>9</sup>  $H_i$ [%]. A linha em cor vermelha representa a distribuição de frequências relativas, acumuladas para os diâmetros de partículas em  $\mu\text{m}$ , definidas dentro de 100 classes de tamanhos.

---

<sup>9</sup> Montgomery e Runger (2009) definem que a frequência relativa de um evento é a proporção de vezes que o evento ocorreu em uma série de tentativas de um experimento aleatório.

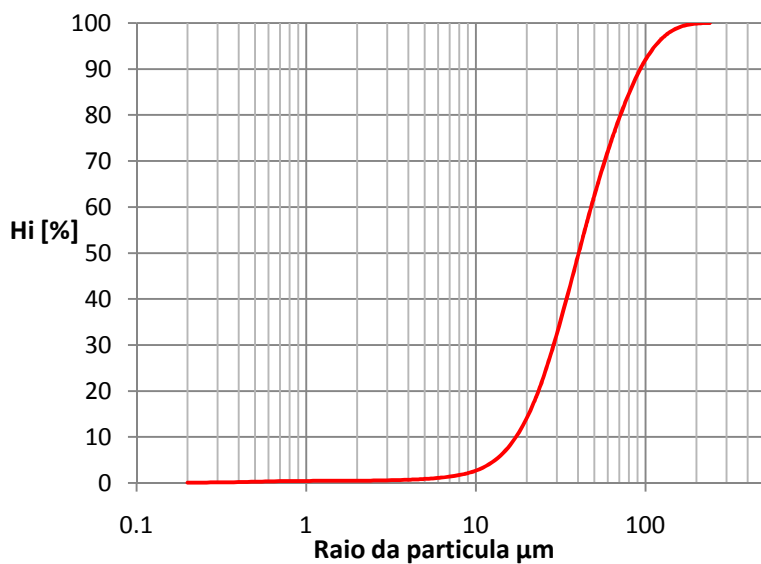


Figura 50 - Granulometria a laser do pó de cobre PAM

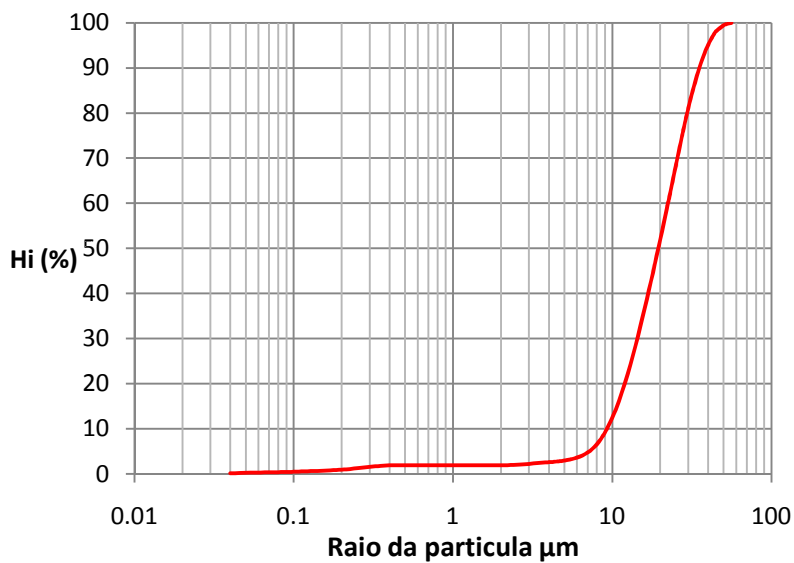


Figura 51 - Granulometria a laser do pó de cobre PAC.

### 5.1.2 Porosidade

A determinação da porosidade é feita empregando-se o método de Arquimedes e a análise de imagens.

Deve-se primeiramente selecionar a resolução das medidas quando a determinação da porosidade é feita empregando a técnica de análise de imagens. Para a estrutura confeccionada com pó PAC foi utilizado um aumento de 200 vezes nas imagens obtidas, enquanto, para o PAM, foi utilizado um aumento de 100 vezes. Esta escolha foi realizada com base na correlação frequencial das imagens obtidas com cada um dos aumentos. Estas análises apontaram que as imagens com aumento superior a 200 vezes para o PAC e 100 vezes para o PAM já não eram mais homogêneas<sup>10</sup>, portanto não são imagens representativas da estrutura. Para este estudo, foi realizado um total de 20 imagens de cada amostra obtidas por microscopia óptica.

O sumário dos resultados obtidos pelos dois métodos (análise de imagem e princípio de Arquimedes) é apresentado na Tabela 5, onde pode-se observar que há uma grande coincidência entre as medidas, com uma diferença de 2,7% para o PAC e 2,2% para o PAM mostrando que imagens podem ser empregadas.

**Tabela 5- Relação entre a medida de porosidade obtida por Imago® e pelo princípio de Arquimedes**

<b>Método/Amostra</b>	<b>PAC</b>	<b>PAM</b>
Imago®	42,42 ± 2,07	50,85 ± 2,07
Arquimedes	41,31 ± 0,60	51,95 ± 0,71

### 5.1.3 Medição do raio crítico do poro

Foram realizadas medidas do raio crítico dos poros segundo metodologia explicada na Seção 3.1.3. A Tabela 6 apresenta os resultados das medições.

**Tabela 6- Resultado da medição de raio crítico.**

<b>Amostra</b>	<b>PAC</b>	<b>PAM</b>
	9,4 µm	19,7 µm

<sup>10</sup> O conceito de homogeneidade neste caso refere-se à mudança na correlação frequencial exposta para as fatias do mesmo tipo de material.

Os resultados mostram que o raio crítico do meio poroso sinterizado a partir do pó PAC é cerca de duas vezes menor do que o fabricado com pó PAM.

#### 5.1.4 Determinação da espessura da interface entre meios porosos

A primeira dificuldade de se medir a interface de duas camadas é conseguir distinguir qual região faz parte desta fase. Para isto, considera-se que a imagem possui três regiões distintas. Uma primeira camada de extensão infinita e espessura determinada apresentam propriedades referentes à estrutura PAC; uma região central de espessura  $h$ , que corresponde à interface entre as camadas e uma última camada de extensão infinita e espessura também determinada, proveniente da estrutura PAM. Um estudo estatístico da imagem para averiguar a presença de cada região foi realizado e a curva da correlação frequencial em função do deslocamento, para as três regiões, pode ser visualizada na Figura 52.

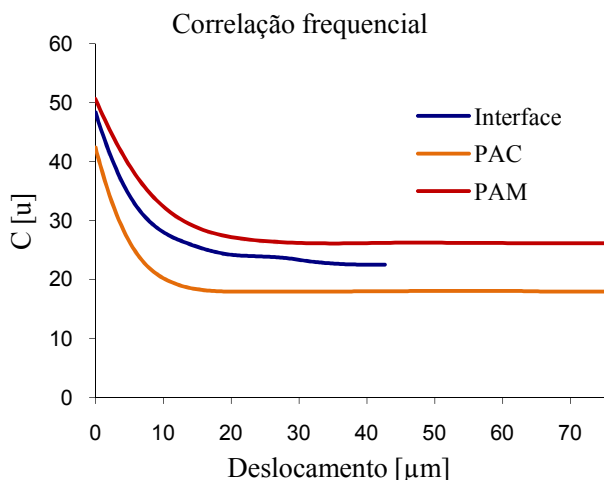


Figura 52 – Correlação frequencial das “fatias” analisadas.

O estudo começou com a análise estatística da região de menor porosidade, partindo-se do pressuposto que, abaixo da região de interface, há uma estrutura homogênea composta pela distribuição do pó PAC. Foram traçadas diversas linhas com espaçamento de  $10 \mu\text{m}$  entre



elas, desde o início desta região. A imagem foi segmentada em diversas “fatias” com espessura de  $100\ \mu\text{m}$  a partir de cada linha traçada. Em seguida, foi obtida a correlação frequencial de cada fatia. Por fim, foram feitas as curvas em um mesmo gráfico observando em que região a correlação variava, indicando que ela não pertencia à mesma fase. O processo foi repetido para a região de maior porosidade, encontrando assim a faixa correspondente à interface. A Figura 53 exemplifica o método de análise realizado.

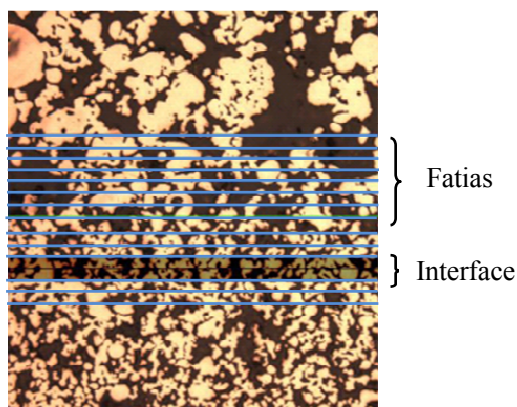


Figura 53 - Método de análise para a medição do comprimento da interface.

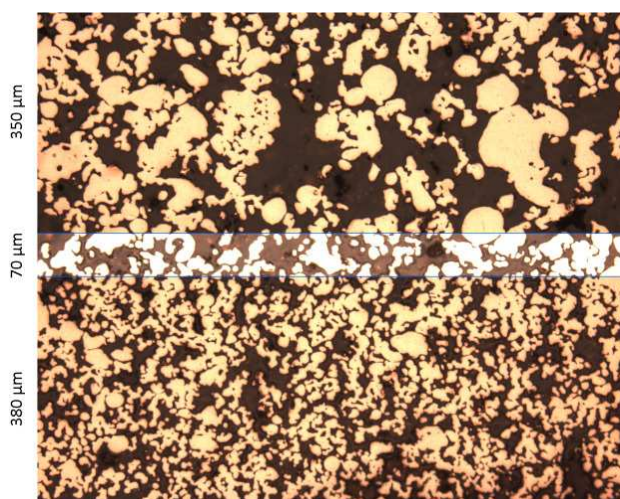


Figura 54 – Resultados da medição da espessura das múltiplas camadas.

Na Figura 54 são apresentados os resultados destas medições, sendo possível determinar a extensão de cada camada do meio poroso.

Nota-se que a espessura da camada de pó PAM é por volta de 350  $\mu m$ , enquanto que a espessura da camada feita com o pó mais fino PAC é de aproximadamente em 380  $\mu m$ .

A região destacada na Figura 54 corresponde à camada interfacial, que possui porosidade de aproximadamente 48%. A camada PAM resultou numa espessura menor em relação à PAC, já que no momento da deposição da camada PAC, as partículas de menor diâmetro se acomodaram nas imperfeições da superfície da primeira região. Como já observado, as medições da interface empregando as análises de imagens evidenciaram que sua espessura é da ordem da soma dos diâmetros médios de tamanho de partícula dos dois materiais.

### 5.1.5 Permeabilidade

Segundo o procedimento apresentado no Capítulo 3, os resultados experimentais da média da permeabilidade obtidos para 5 amostras de cada material são apresentados na Tabela 7.

**Tabela 7- Sumário dos valores experimentais da permeabilidade.**

Amostra	PAC	PAM
Permeabilidade [ $m^2$ ]	3,71E-13 $\pm$ 0,15	2,89E-12 $\pm$ 0,42

O meio poroso obtido com o pó PAM apresenta uma permeabilidade mais que 10 vezes maior que a observada para meios feitos com pó PAC. Os dados foram comparados com os modelos propostos na literatura para materiais particulados empacotados, calculados pela equação Karma-Kozeny e o modelo de Rumpf e Gupte *Apud* Kaviyany (1995), conforme as equações a seguir, respectivamente:

$$K = \frac{\varepsilon^3}{180(1 - \varepsilon)^2} d^2 \quad (5.2)$$

$$K = \frac{\varepsilon^{5.5}}{5.6} d^2 \quad (5.3)$$

onde,  $\varepsilon$  é a porosidade e  $d$  é o diâmetro da partícula, que são consideradas como esferas empacotadas. A comparação dos resultados

destes modelos é apresentada nas Figuras 55 e 56 para o PAM e PAC respectivamente.

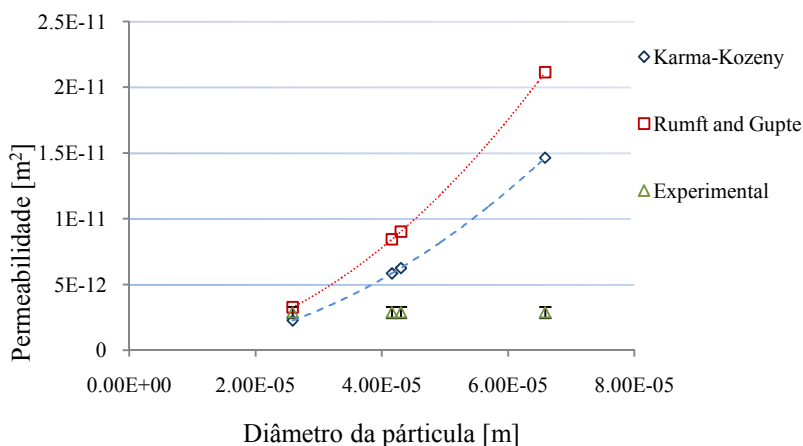


Figura 55 – Resultados da medição da permeabilidade do PAM.

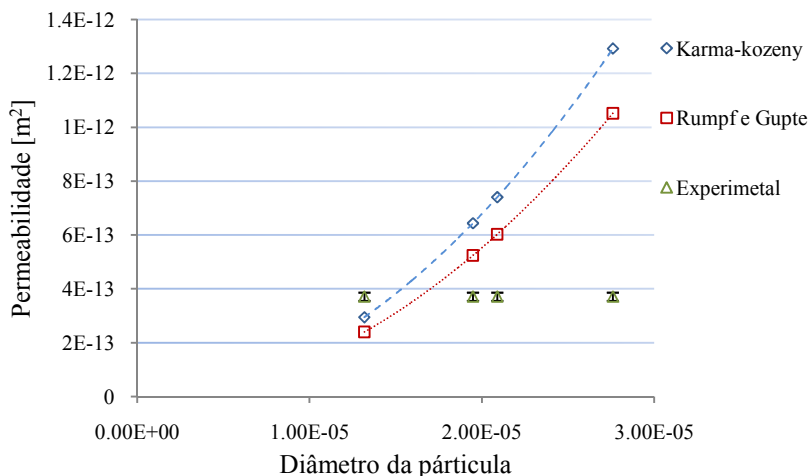


Figura 56 – Resultados da medição da permeabilidade do PAC.

Os dados experimentais para os dois materiais porosos apresentam melhor comparação com os resultados dos modelos de Karma-kozeny e de Rumpf e Gupta para o diâmetro de partículas

menores, cujos diâmetros correspondem ao primeiro quartil. Os valores calculados para o PAM apresentaram uma diferença de -21,9% e 12,8%, enquanto, para o PAC, esta diferença é de -20,6% e -35,4% respectivamente, para os dois modelos de permeabilidade. A discrepância observada para os outros tamanhos de partícula é da ordem de 2 a 4 vezes o valor experimental. Esta grande diferença pode ser explicada como um possível efeito da idealização de partículas como esféricas no modelo enquanto, na verdade, a estimativa do fator circularidade obtida a partir de imagens, mostra um valor de 70%.

## 5.2 AVALIAÇÃO DOS MODELOS DE CONDUTIVIDADE TÉRMICA EFETIVA

Nesta seção são apresentados os resultados experimentais da medição da condutividade térmica efetiva dos meios porosos estudados neste trabalho. No primeiro item é apresentada a comparação dos valores obtidos com o modelo proposto para a condutividade térmica de meios porosos sinterizados. Na Seção 5.2.3 apresentam-se as análises dos dados experimentais e os modelos disponíveis na literatura para o cálculo da condutividade térmica efetiva.

### 5.2.1 Comparação dos resultados experimentais e teóricos

Conforme o procedimento exposto na Seção 2.1, cujos resultados são apresentados na Seção 5.1.1, foram calculados os diâmetros estatisticamente representativos das partículas, a partir da distribuição dos tamanhos destas para cada pó. Os diâmetros médios de partículas, caracterizados de acordo com seus quartis, foram calculados com base em 10000 partículas de pó, o que, segundo Thümmeler e Oberacker (1993), constituem uma quantidade de partículas suficiente para ter um erro de 1% na amostra estatística. Com estes valores e as propriedades do cobre apresentadas por Swinkles e Ashby (1981) (Tabela 8), o diâmetro do pescoço é calculado, empregando a Equação 2.1.

**Tabela 8- Propriedades físicas do cobre.**

<b>Propriedades</b>	
Energia superficial [ $J/m^2$ ]	1,72
Volume atômico [ $m^3$ ]	$2,56E - 10$
Pre-exp difusão superficial [ $m^3/s$ ]	$6,00E - 10$
Energia de ativação difusão superficial [ $kJ/mol$ ]	205
Temperatura de fusão [ $K$ ]	1356
Constante de Stefan-Boltzmann [ $J/N$ ]	$1,38E - 23$

FONTE: Swinkles e Ashby (1981).

Os comprimentos dos pescoços, calculados para os dois materiais particulados PAM e PAC, correspondentes a cada um dos raios de partícula representativo dos quartis e diâmetro médio, são apresentados na Tabela 9.

**Tabela 9 - Resultado de cálculo do raio do pescoço.**

<b>Pó</b>	$Q_{1[\mu m]}$	$x_{[\mu m]}$	$Q_{2[\mu m]}$	$x_{[\mu m]}$	$Q_{3[\mu m]}$	$x_{[\mu m]}$	$\bar{d}_{[\mu m]}$	$x_{[\mu m]}$
<b>PAC</b>	13,18	2,758	19,48	3,488	27,6	4,272	20,89	3,635
<b>PAM</b>	25,87	4,116	41,6	5,380	65,87	6,900	49,04	5,888

Para calcular as resistências térmicas empregando o modelo, além da informação do raio do pescoço é preciso avaliar o ângulo do contato  $\theta$  entre as esferas. O cálculo é feito pela Equação 4.4, e os resultados são apresentados na Tabela 10. Pode-se observar que o menor ângulo de contato é de  $0,233\ rad$  e o maior  $0,574\ rad$ , ou seja, há uma relação inversa com o raio das partículas, sugerindo uma maior área de contato para partículas de menor tamanho, a qual, por sua vez, produz meios com menor porosidade e menor tamanho do poro.

**Tabela 10- Resultado da calculo do ângulo de contato.**

<b>Pó</b>	$Q_{1[\mu m]}$	$\alpha_{[rad]}$	$Q_{2[\mu m]}$	$\alpha_{[rad]}$	$Q_{3[\mu m]}$	$\alpha_{[rad]}$	$\bar{d}_{[\mu m]}$	$\alpha_{[rad]}$
<b>PAM</b>	25,87	0,374	41,6	0,295	65,87	0,233	49,04	0,271
<b>PAC</b>	13,18	0,574	19,48	0,429	27,6	0,362	20,89	0,415

Empregando a Equação 4.7, são determinadas as resistências de constrição e ou expansão para cada par de partículas, correspondentes aos raios médios, que por sua vez, variam de acordo com os quartis. Os resultados são apresentados na Tabela 11, onde o  $R^*$  representa a resistência adimensionalizada, ou seja,  $R^* = k_{\sigma} x R_L$ .

**Tabela 11- Resultado do cálculo da resistência de condução pelas esferas em contato.**

Pó	$Q_{1[\mu m]}$	$R^*$	$Q_{2[\mu m]}$	$R^*$	$Q_{3[\mu m]}$	$R^*$	$\bar{d}_{[\mu m]}$	$R^*$
<b>PAM</b>	25,87	0,571	41,6	0,570	65,87	0,567	49,04	0,570
<b>PAC</b>	13,18	0,552	19,48	0,568	27,6	0,571	20,89	0,569

### 5.2.1.1 Meios porosos sinterizados de uma camada

Nesta seção são analisados resultados teóricos e dados experimentais para meios porosos de camada única.

Uma vez calculadas as resistências térmicas dos circuitos apresentados no Capítulo 4 e empregando a Equação 4.18, é possível obter a condutividade térmica efetiva para uma célula de um meio porosos que representa os tamanhos de partículas, conforme os quartis.

Nas Figuras 57 e 58 são apresentados os valores da condutividade térmica efetiva para o material PAC e PAM saturados com água destilada, calculados pelo modelo proposto neste trabalho e com os modelos da literatura. Nestas figuras, o eixo  $x$  apresenta a porosidade e no eixo  $y$  é apresentada a condutividade térmica efetiva em  $W/(m \cdot K)$ .

Na Figura 57 são comparados os dados calculados para o arranjo alinhado descrito no Capítulo 3 e ilustrado na Figura 45a, para os diferentes diâmetros de tamanho de partícula. Q1, Q2 e Q3, representam dados relativos ao primeiro, segundo e terceiros quartis.

Pode-se observar que os valores da condutividade térmica efetiva calculada a partir do modelo proposto se encontram próximos dos valores calculados pela correlação de Atabaki e Baliga (2007). Para o terceiro quartil, a diferença está em 9% para o PAM e 13% para o PAC. Em comparação com o modelo de Alexander *apud* Atabaki e Baliga (2007), observa-se também uma melhor comparação para  $Q_3$ , porém com diferenças de 40% e 25%, para o PAM e PAC, respectivamente. O modelo de resistências térmicas para arranjo alinhado fornece maior desvio em relação a os modelos da literatura para meios porosos sinterizados do que os não alinhados, conforme se verifica nas Figuras 57 e 58. Na Figura 57 observa-se que os resultados do modelo proposto se encontram entre os resultados do modelo de Alexander e Atabaki e Baliga.

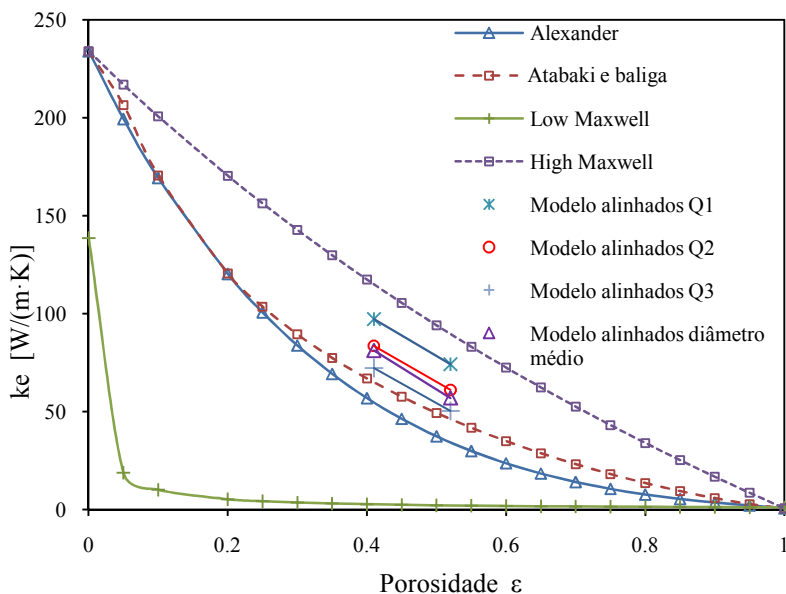


Figura 57 – Comparação modelo proposto com arranjo de partículas alinhadas e a literatura para cobre sinterizado PAM e PAC saturado com água.

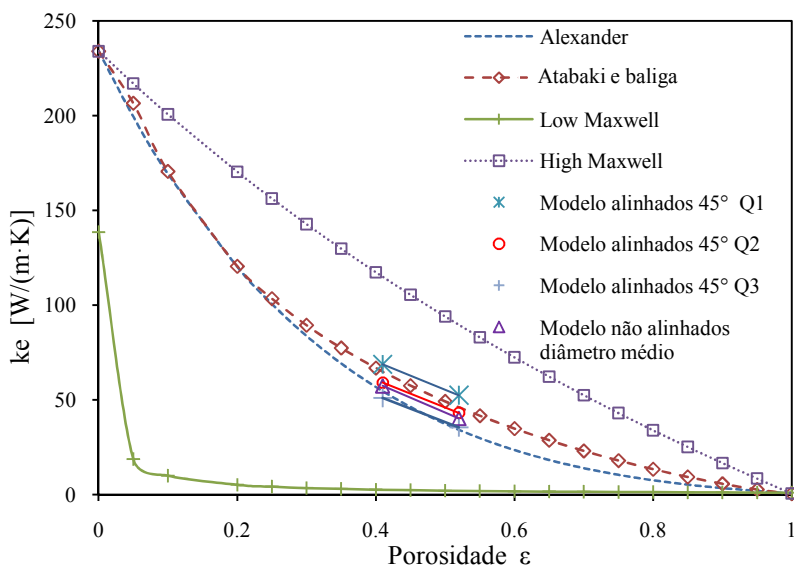


Figura 58 – Comparação modelo proposto com arranjo de partículas não alinhadas e a literatura para cobre sinterizado PAM e PAC, saturado com água.

Na Figura 58 são comparados os valores da condutividade térmica efetiva para o arranjo alinhado em um ângulo de 45°, com curvas calculadas pelos modelos de Alexandre apud Atabaki e Baliga (2007), a correlação de Atabaki e Baliga (2007) e os modelos conhecidos com *low* e *upper Maxwell*, Maxwell (1954) para os dois meios porosos saturados, com água destilada. Observa-se que, nesta configuração, os valores calculados comparam muito bem com os resultados de Alexander. Para o tamanho de partícula representado pelo  $Q_3$ , a diferença entre resultados é de 1,2% para o PAM e para 2,1% para PAC.

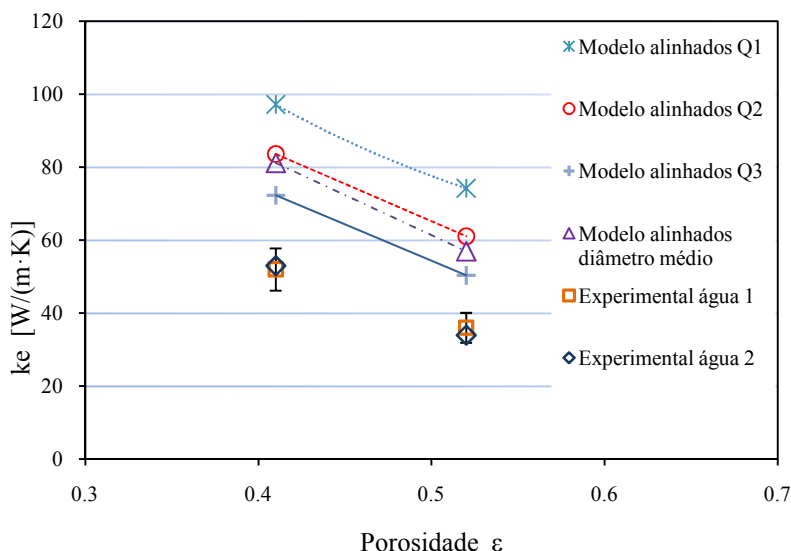


Figura 59 – Comparação modelo proposto com arranjo de partículas alinhadas e resultados experimentais do ensaio 1 e 2 para cobre sinterizado PAM e PAC saturado com água.

Nas Figuras 59 e 60 são comparados os valores estimados da modelagem nos arranjos: alinhado e alinhado a 45°, respectivamente, com resultados experimentais da condutividade térmica efetiva do PAM e PAC saturados com água destilada. As barras de erros nas duas figuras apresentam uma máxima incerteza experimental, que varia de  $\pm 11\%$  a  $\pm 14\%$ , para um nível de confiança de 95% e um fator de abrangência de 2, segundo o procedimento exposto na Seção 3.6.



Na Figura 59, a comparação dos resultados do modelo desenvolvido com dados experimentais para o ensaio 1 e 2 respectivamente. Para o arranjo de 45°, tomando-se como base os resultados teóricos para o terceiro quartil  $Q_3$ , os dados experimentais estão 40% inferiores aos teóricos, para os dois tipos de pós. Para valores teóricos calculados com base no diâmetro médio da partícula de cada material, esta diferença sobe para 58,2% e 56%, para PAM e PAC, respectivamente.

Esta análise mostra que a hipótese de partículas alinhadas se afasta da realidade. Conforme se verifica nas diversas imagens apresentadas nesta dissertação, as partículas normalmente encontram-se de forma desorganizada, devido às irregularidades geométricas e as diferenças em seus tamanhos. Nas Figuras 59 e 60, pode-se observar que o terceiro quartil é o que melhor representa o tamanho das partículas, para os dois tipos de materiais.

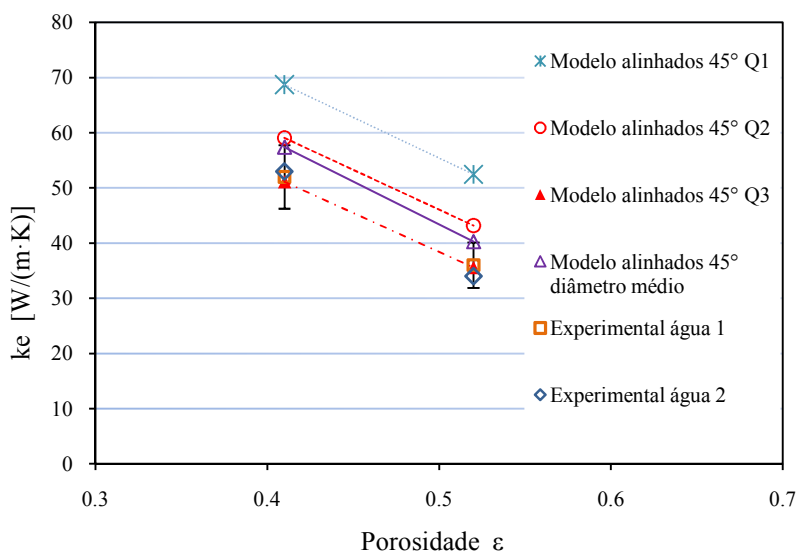


Figura 60 – Comparação modelo proposto com arranjo de partículas não alinhadas e dados experimentais do ensaio 1 e 2 para cobre sinterizado PAM e PAC saturado com água.

De forma análoga, na Figura 60, são comparados os dados experimentais com os estimados a partir do modelo, para o arranjo alinhado com um ângulo de 45°. Os valores calculados empregando-se dados relativos ao  $Q_3$  comparam com dados experimentais com uma

diferença de 1,2% para o PAM e de 1,7% para o PAC. Para os valores estimados com base no diâmetro médio, a comparação é também muito próxima, apresentando diferenças dentro da faixa de incerteza, ou seja, de 11,8% e 10,4% para o PAM e PAC, respectivamente.

### 5.2.1.2 Meios porosos sinterizados de múltipla camada

Nas Figuras 61, 62 e 63 são apresentados os dados experimentais da condutividade térmica efetiva para os materiais com única e múltipla camada saturados com água destilada, álcool metílico e em vácuo os quais são comparados com os valores calculados através de modelos de resistências térmicas em paralelo, conforme descrito na Seção 4.2.

Na Figura 61, são apresentados resultados relativos aos meios porosos formados por quatro materiais sinterizados estudados no presente trabalho: dois materiais com uma única camada, o PAM e PAC e as duas combinações: PAM50PAC50 e PAM75PAC25. Pode-se observar que os valores calculados pelo modelo para as duas combinações, PAM50PAC50 e PAM75PAC25 apresentam diferenças variando de 1,97% a 5,3%, em relação aos dados experimentais.

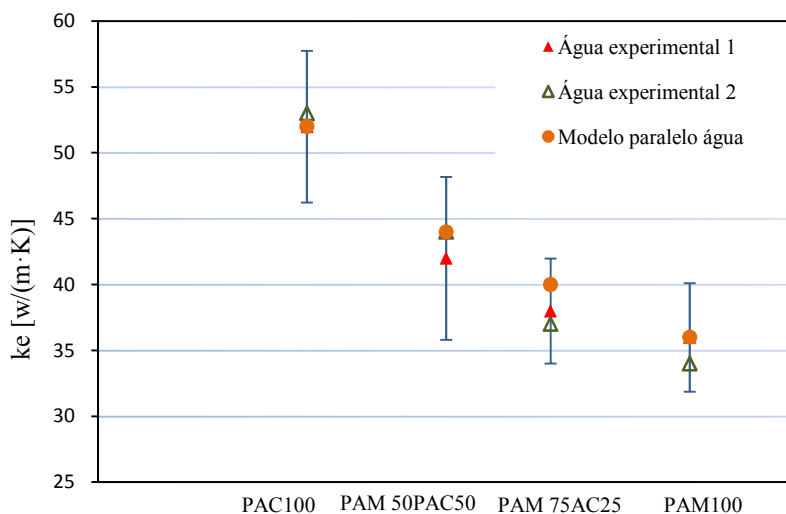


Figura 61 – Dados experimentais do ensaio 1 e 2 para cobre sinterizado PAM100, PAM50PAC50, PAM75PAC25 e PAC saturado com água e em vácuo.

Esta comparação entre resultados teóricos e experimentais demonstra que os modelos de resistências térmicas em paralelo (fluxo de calor pelas duas camadas do meio poroso) são adequados para calcular a condutividade térmica efetiva de meios porosos com múltipla camada. Neste modelo a resistência da interface não foi considerada. Como a comparação entre resultados teóricos e experimentais é muito satisfatória, pode-se inferir que esta condutividade não é importante. Uma explicação para este fato é que a espessura da interface é bastante reduzida e que propriedades como porosidade se encontram na média entre os dois tipos de materiais empregados, como foi exposto nas Seções 5.1.5 e 5.1.3. Observa-se que a condutividade térmica efetiva dos meios porosos de multicamada aumenta com o aumento da espessura da camada com maior condutividade, como esperado.

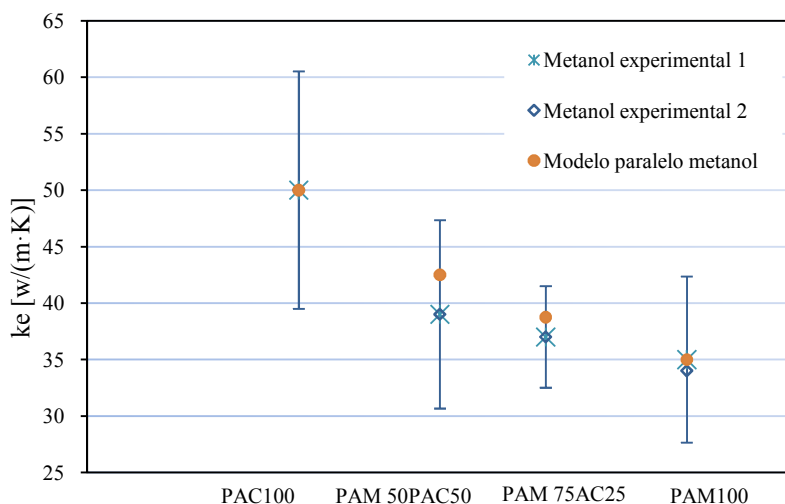


Figura 62 – Dados experimentais do ensaio 1 e 2 para cobre sinterizado PAM, PAM50PAC50, PAM75PAC25 e PAC saturado com metanol.

Na Figura 62 são apresentados e comparados os resultados experimentais dos meios porosos estudados, saturados com álcool metílico. Os valores experimentais apresentam uma maior incerteza como se pode verificar pelas barras verticais associadas aos dados experimentais, que variam de  $\pm 11,9\%$  e  $\pm 21,4\%$ . Esta maior incerteza pode estar associada ao fato de que tubos de calor com álcool trabalham

em menores níveis de temperatura. A comparação entre dados experimentais e resultados do modelo está entre 2,7% e 9%.

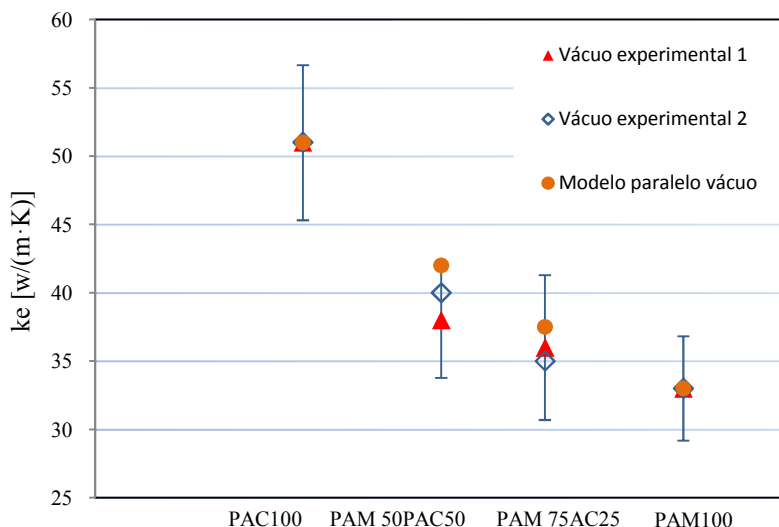


Figura 63 – Dados experimentais para cobre sinterizado PAM, PAM50PAC50, PAM75PAC25 e PAC em vácuo.

Finalmente, na Figura 63 é apresentada a comparação dos dados experimentais do meio sinterizado na condição de vácuo. Estes valores apresentam incertezas experimentais variando de  $\pm 8,9\%$  a  $\pm 14,7\%$ . Já as diferenças entre valores calculados e dados experimentais variam de 4,17% a 10,54%, para o modelo de resistência térmica associada em paralelo para as camadas de meio poroso.

É importante notar, nestes três últimos gráficos que os resultados numéricos sempre estão situados dentro da faixa de incerteza dos dados experimentais. Isto mostra que o modelo reproduz muito bem as condições observadas experimentalmente.

### 5.2.3 Comparação de dados experimentais com os da literatura

Nesta seção é apresentada a comparação dos dados experimentais com os resultados dos modelos de condutividade térmica efetiva da

literatura, empregados para meios porosos sinterizados, dados pelas equações 2.53 de Alexander, equações 2.19 e 2.20 do modelo *low* e *upper* Maxwell e Equação 2.52 de Atabaki e Baliga. Nas Figuras 64, 65 e 66 são apresentadas as comparações para os meios porosos formados pelos pós PAM e PAC, para cada uma das condições de fluido: água, metanol e vácuo, respectivamente. No eixo  $x$  é apresentada a porosidade do meio e no eixo  $y$  estão apresentados os valores da condutividade térmica efetiva expressada em  $W/(m \cdot K)$ .

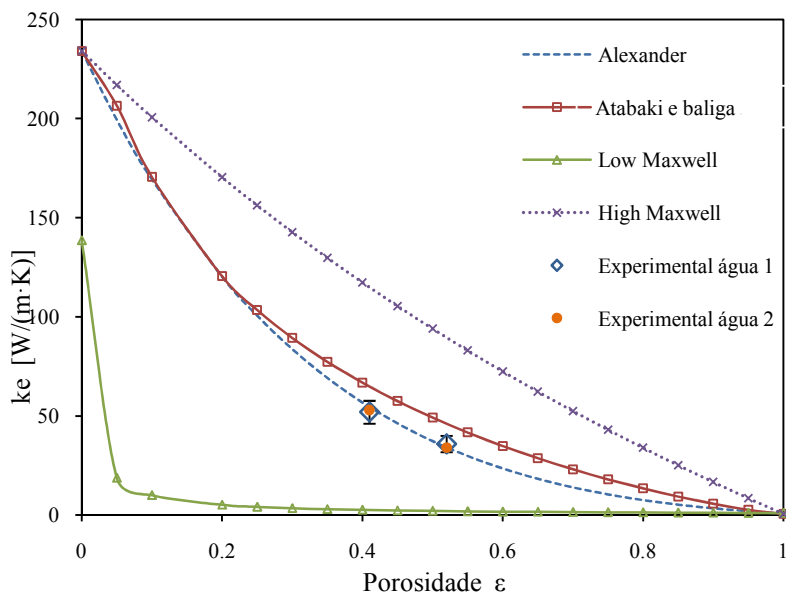


Figura 64 – Comparação dos dados experimentais do ensaio 1 e 2 para cobre sinterizado PAM e PAC saturado com água, com os modelos da literatura.

Os resultados apresentados na Figura 64 para o caso dos meios porosos PAM e PAC saturados com água destilada mostram uma diferença, em relação ao modelo de Alexander, entre -0,6% e -2,92% respectivamente. Observa-se, portanto, que os resultados teóricos do modelo de Alexander, estão dentro das faixas de incerteza experimental. Estes resultados apresentam grande similaridade com os dados experimentais, que, por sua vez, também apresentam uma excelente comparação com resultados do modelo desenvolvido no presente trabalho.

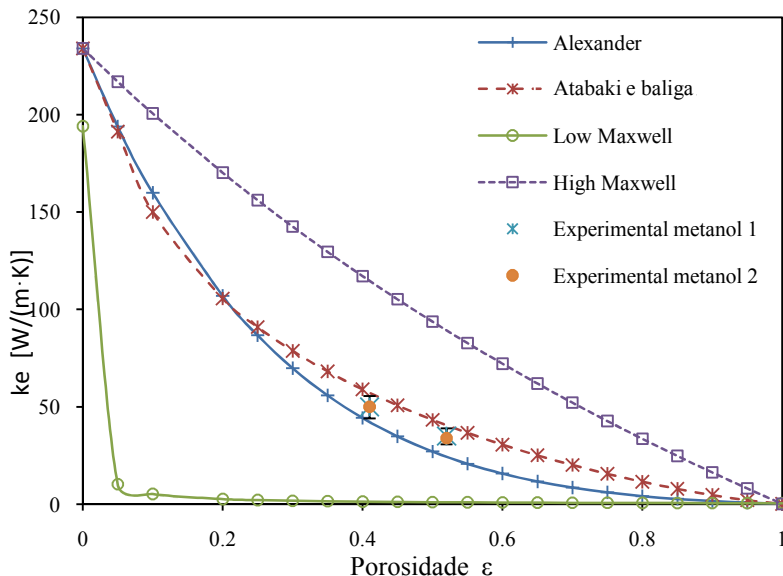


Figura 65 – Comparação dos dados experimentais para cobre sinterizado PAM e PAC saturado com metanol, com os modelos da literatura.

Como já mencionado, os resultados experimentais relativos à condutividade térmica efetiva dos meios porosos saturados com álcool metílico apresentam maiores incertezas de medição, da ordem de 20%. Os resultados experimentais obtidos para materiais PAM e PAC com metanol, mostram que a condutividade térmica efetiva é pouco sensível ao fluido. Sua variação entre meios formados com pós PAM e PAC é muito semelhante à variação observada para o meio preenchido com água, mesmo considerando que a condutividade térmica do álcool é cerca de 10 vezes menor do que a da água.

Porém, os modelos prevêem uma maior variação, como se pode observar na Figura 65. Os resultados teóricos neste caso se localizam fora da faixa das incertezas experimentais.

Na Figura 66, na condição de vácuo, observa-se que os dois resultados comparam melhor com valores estimados pelo modelo proposto por Atabaki e Baliga (2007). Situando-se dentro da faixa de incertezas experimentais e divergem do estimado pela Equação de Alexander.

Pelos gráficos apresentados nas três últimas figuras, pode-se observar que os resultados experimentais para os três fluidos

empregados não seguem o mesmo comportamento, conforme estabelecido pelos modelos especificados.

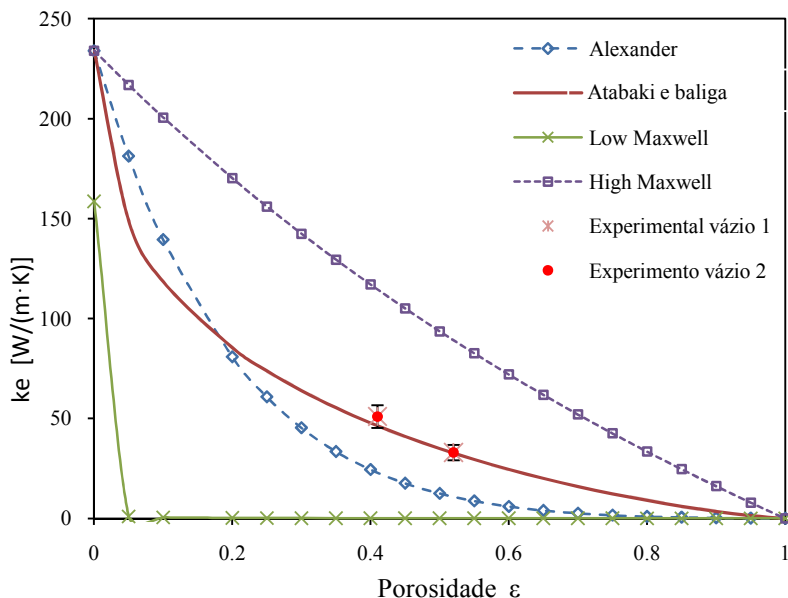


Figura 66 – Dados experimentais para cobre sinterizado PAM e PAC em vácuo (Ar em baixa pressão).

É importante observar que os modelos empregados são baseados nas Equações 2.21, 2.52 e 2.53, que levam em consideração um termo que compara a condutividade do fluido com a do sólido. Este termo varia em função de cada fluido. Porém, os resultados experimentais da condutividade térmica efetiva dos meios porosos PAM e PAC mostraram uma diferença em relação à condição de vácuo de -2,7% para o meio saturado com água e -8,3% para o álcool. Estas diferenças são menores do que o valor da menor incerteza de medição. Note-se que a condutividade da água é cerca de 10 vezes maior que a do metanol. Assim, pode-se concluir que a condutividade térmica efetiva não é muito sensível ao fluido de trabalho. Já o parâmetro porosidade afeta bastante a condutividade efetiva, pois 10% de diferença na porosidade implicam em 69% de diferença na condutividade. Em outras palavras, a geometria do meio é um fator relevante na determinação da condutividade térmica efetiva. Deve-se notar que a porosidade quantifica a relação entre vazios e material sólido, e a partir deste dado pode-se fazer uma estimativa da área disponível para a troca térmica por

condução no meio poroso. Porém a porosidade não fornece uma informação da qualidade da interconexão entre as partículas, que formam a matriz sólida.

### 5.2.3 Sumário

O modelo proposto neste trabalho, baseado em circuitos térmicos equivalentes, apresentou uma boa comparação com modelos da literatura e os dados experimentais. Segundo as hipóteses adotadas para estes modelos, pode-se concluir que as propriedades termofísicas da fase sólida devem ser determinadas com precisão. Estas são determinantes na obtenção do valor final da condutividade efetiva dos materiais porosos analisados. Isto porque a complicada estrutura da matriz sólida proporciona um caminho eficiente para a condução de calor. Na verdade, a modelagem destes meios fabricados a partir de pós com diferentes diâmetros de partículas proporcionam diferentes áreas para a condução de calor entre partículas. O fluxo de calor por condução deve sofrer primeiramente uma constrição e posterior expansão dentro de células formadas por duas partículas unidas pelo pescoço. Neste caso a hipótese de fluido estagnado para a fase líquida parece ser bastante válida.

A influência do processo de sinterização neste modelo é levada em consideração através do cálculo do raio do pescoço. O processo de sinterização provém um caminho contínuo para a condução de calor, eliminando os vazios dos pontos de contato, devido às imperfeições da superfície das partículas de pó.

O modelo proposto para o arranjo de partículas alinhadas a 45° apresentou melhor comparação com os dados experimentais. Enquanto que a idealização de partículas alinhadas superestima o valor da condutividade térmica efetiva, quando comparada com os valores experimentais.

Para as distribuições de tamanho de partícula, verifica-se que, para os materiais estudados, o terceiro quartil apresentou diâmetros que melhor representam os meios porosos obtidos. É possível que, para distribuições atípicas requisito tamanho de partículas, o diâmetro estatisticamente representativo, para ser empregado na modelagem da condutividade média efetiva, possa ser outro.

As comparações dos resultados experimentais empregando diversos fluidos de trabalho, água e metanol e em vácuo mostraram uma



máxima diferença de 8% entre resultados. Inferior a menor incerteza experimental. Esta análise sugere que, para um material poroso envolvendo as fases sólido-fluido com uma relação de suas condutividades térmicas  $k_\beta/k_\sigma$  da ordem de 0,003 (valor da razão entre cobre e água), o sólido possa ser considerado como meio preponderante de transferência de calor.

Finalmente pode-se concluir que os resultados experimentais validam o modelo proposto para o cálculo da condutividade térmica efetiva de meios porosos sinterizados. Partindo das características do material particulado, como a distribuição de tamanho de partícula, informação do seu processo de fabricação e das propriedades termofísicas dos materiais envolvidos.

### 5.3 RESULTADOS DA APLICACAO DE MEIOS POROSOS DE MULTIPLAS CAMADAS EM TUBOS DE CALOR

Nesta seção são apresentados os testes realizados em tubos de calor com meios porosos com porosidade variável. No primeiro item, são expostos os resultados das três configurações propostas no planejamento experimental, saturadas com diferentes quantidades de água destilada. Resultados da estimativa da resistência térmica total do tubo em função da potência térmica transferida são analisados. Na Seção 5.2.2 serão analisados os resultados da distribuição de temperatura pelo comprimento do tubo de calor, para três quantidades de água inserida como fluido de trabalho.

#### 5.3.1 Quantidade do fluido de trabalho

O primeiro fator analisado para o funcionamento do tubo de calor é a quantidade do fluido de trabalho em volume (ml). Nos tubos de calor fabricados neste trabalho, água destilada é empregada como fluido de trabalho, como já exposto no Capítulo 3. A quantidade de líquido inserido no dispositivo foi variada, partindo de valores inferiores a quantidade teórica, necessária para saturar o meio poroso. Na Tabela 12 são apresentados os valores teóricos do volume de fluido em ml empregados em cada um dos tubos analisados. Para avaliar este fator, foram feitos testes de funcionamento com diferentes quantidades de

fluido. A temperatura do banho no lado do condensador foi fixada em 40 °C. Os tubos foram carregados gradualmente com o fluido de trabalho até o dispositivo atingir o melhor funcionamento. Segundo o procedimento exposto na Seção 3.6 a maior incerteza na medição das resistências térmica global para os tubos de calor testados foi da ordem de  $\pm 12\%$ . Este valor da incerteza é atingido para medições das resistências térmicas no início do funcionamento. Para as resistências medidas durante o funcionamento do tubo ocorre o maior valor de incerteza, de  $\pm 3\%$ . Estes valores foram calculados da mesma forma para um nível de confiança do 95% e um fator de abrangência de 2.

**Tabela 12- Quantidade de água teórica.**

<b>Protótipo\Vol. água saturação [ml]</b>	<b>Total</b>	<b>PAM</b>	<b>PAC</b>
PAM100	1,65	1,65	0
PAM50PAC50	1,50	0,83	0,67
PAM75PAC25	1,57	1,24	0,33

Os resultados dos testes para as três configurações de mini tubos de calor empregando material sinterizado correspondente a 100% de pó PAM e a camadas PAM50PAC50 e PAM75PAC25 são apresentados nas Figuras 67, 68 e 69, respectivamente. Nestas figuras, no eixo  $x$  é apresentada a potência transferida em Watts e no eixo  $y$  a resistência térmica do dispositivo. Na Figura 67 para o mini tubo com 100% PAM em vácuo, ou seja, sem fluido de trabalho, foi medida uma resistência térmica de cerca de 4 °C/W. Segundo a modelo de resistência apresentado na Figura 44, este valor é devido principalmente às resistências de condução de calor, observadas na região adiabática. Devidas aos materiais de construção, da lâmina do invólucro e dos fios que formam a parede e sustentam as lâminas e as camadas de meio poroso. Note-se que as resistências na direção transversal do tubo, tanto no evaporador quanto no condensador, são muito menores, apresentando valores em torno de  $10^{-2}$  °C/W. Isto pode ser explicado pela geometria dos materiais empregados, já que possuem uma reduzida espessura. Assim, as resistências na condição de vácuo apresentaram valores semelhantes para os mini tubos PAM50PAC50 e PAM75PAC25, como podem ser observados nas Figuras 68 e 69, respectivamente.

No caso em que os tubos de calor se encontram em vácuo não há mudança de fase e nem a presença de vapor, ou seja, para Figura 44, nessa condição, a resistência do vapor não está presente. Para os tubos carregados com fluido de trabalho, no momento que as condições de pressão e temperatura são atingidas no evaporador e a mudança de fase

se inicia a transferência de calor através do vapor reduz apreciavelmente a resistência do dispositivo. Neste caso, o vapor se torna o caminho mais fácil para o fluxo de calor, pois apresenta mínima resistência térmica.

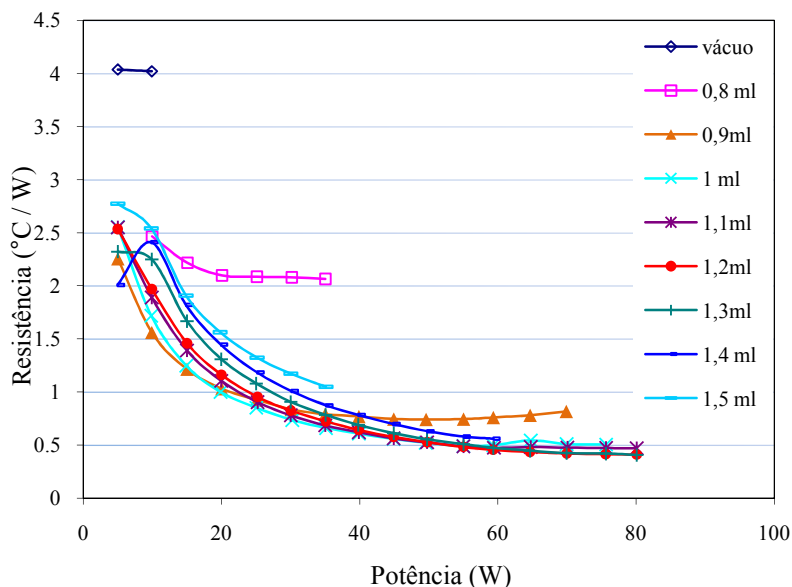


Figura 67 – Dados experimentais mini tubo PAM100 saturado com água e temperatura do banho a 40°C.

A Figura 67 mostra que, para um carregamento com 1,2 ml, o dispositivo apresenta a menor resistência térmica, em valores inferiores a 0,5 °C/W, a partir 50 W de potência, chegando a transferir uma potência de 80W. Esta quantidade de fluido representa, aproximadamente, 72,7% da quantidade de líquido necessária para saturar todo o meio poroso, considerando que toda a fração de vazio é composta por poros comunicantes.

As resistências térmicas dos mini tubos com meios porosos múltiplos do tipo PAM50PAC50 e PAM75PAC25 apresentam resistências térmicas da ordem de 4 °C/W. Porém, para o tubo PAM50PAC50, esta resistência apresenta uma leve diminuição, pois a camada do pó PAC provê um caminho de menor resistência na estrutura porosa.

Na Figura 68, são apresentados os resultados experimentais da resistência térmica dos tubos PAM50PAC50 para diferentes quantidades

de fluido. Para este dispositivo a menor resistência térmica apresenta um valor de  $0,35\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{W}$ , para potência maiores de  $60\text{W}$  com  $1,5\text{ ml}$  de água destilada. Nesta quantidade de fluido o dispositivos apresentou o melhor comportamento conseguindo transportar uma potência limite de  $104\text{W}$ . Esta quantidade de fluido de trabalho apresenta 100% do valor total para saturar a estrutura porosa.

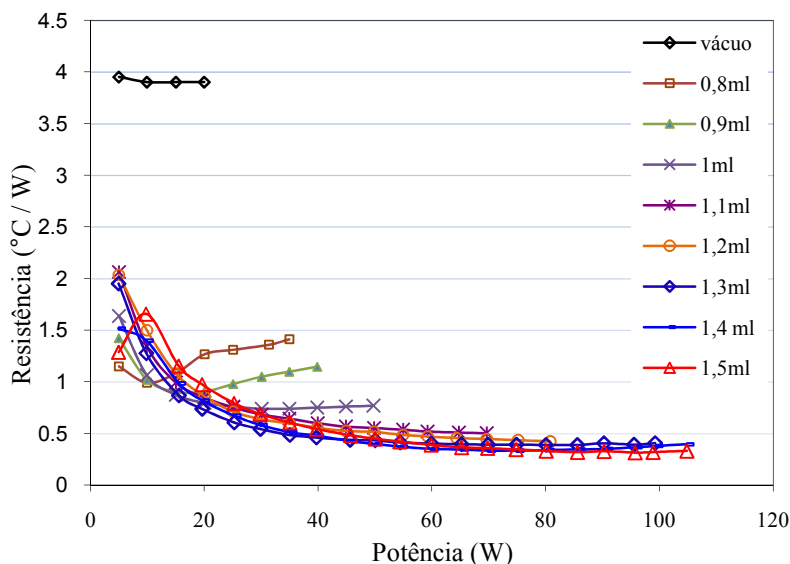


Figura 68 – Dados experimentais mini tubo PAM50PAC50 saturado com água e temperatura do banho a  $40^{\circ}\text{C}$ .

Finalmente, na Figura 69, são apresentados os resultados da operação do tubo de calor com a configuração PAM75PAC25. Os resultados mostram uma maior resistência em relação às outras duas configurações. O melhor comportamento foi obtido para um carregamento de  $1,4\text{ ml}$ , o que corresponde a 89,2% da quantidade necessária para saturar o meio poroso. Este possível comportamento pode ser devido ao fato de que a espessura da camada correspondente ao PAC pode não ser suficiente para contribuir com o bombeamento capilar. A espessura projetada para a camada de pó PAC nesta combinação (PAM75PAC25) é da ordem do dobro da espessura da interface medida por análises de imagens.

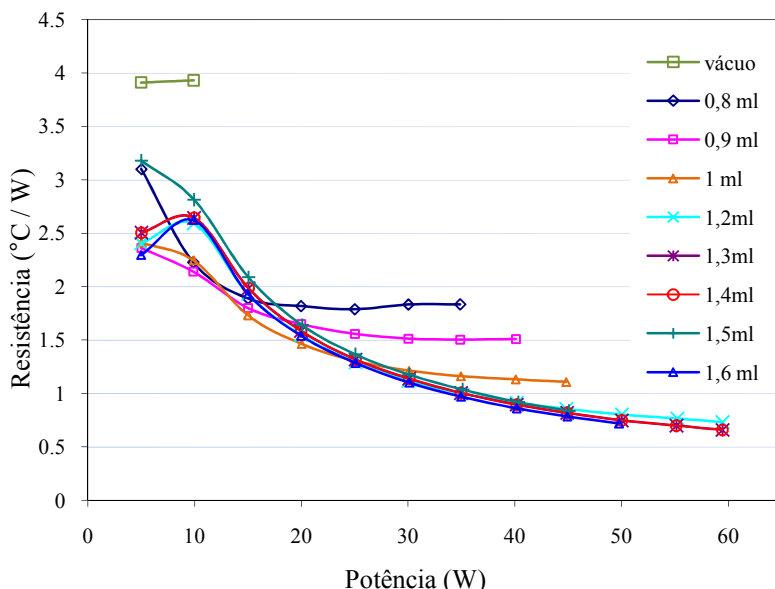


Figura 69 – Dados experimentais mini tubo PAM75PAC25 saturado com água e temperatura do banho a 40°C.

Na Figura 70, é apresentada a comparação entre as melhores configurações para cada tipo de meio poroso estudado. Como nas figuras anteriores, o eixo  $x$  representa a potência e o eixo  $y$  às resistências térmicas. Como já comentado, a menor resistência térmica é verificada pela configuração PAM50PAC50 com 20% melhor do que o tubo construído com uma única camada de pó PAM. Estes resultados correspondem aos valores estimados pela Equação 4.21 com propriedades obtidas para a temperatura média do evaporador. Mas, no caso da configuração PAM75PAC25 o comportamento não foi estimado, ou seja, a resistência térmica aumenta em relação ao tubo com uma camada única para o pó PAM100.

Na Figura 70, é também possível observar o início do processo de secagem dos tubos de calor do tipo PAM100 e PAM50PAC50. Este ocorre quando, com o aumento da potência térmica, a temperatura aumenta, porém a resistência térmica do tubo de calor. Segundo Paiva (2007) este comportamento na mudança de inclinação da curva resistência térmica contra potência evidencia que o dispositivo atingiu o limite capilar. O tubo do tipo PAM100 atinge o limite capilar numa potência da ordem de 20% menor do que para o PAM50PAC50. Além

disto, pode-se observar a menor resistência da configuração PAM50PAC50 no início de operação, ou “start up”.

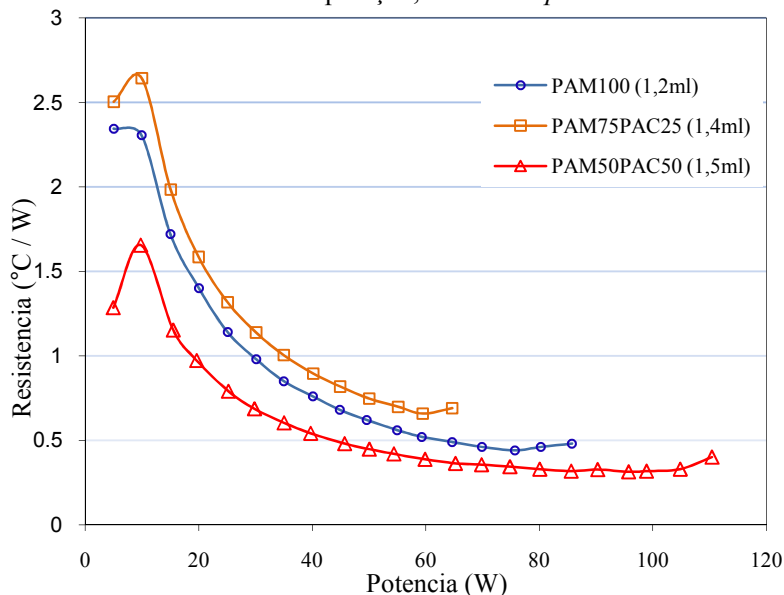


Figura 70 – Comparação da resistência térmica dos três tubos de calor estudados saturados com água e temperatura do banho a 40°C.

### 5.3.2 Distribuição de Temperaturas

Nesta seção são apresentadas e comparadas as distribuições experimentais de temperatura ao longo da direção do fluxo para o tubo de calor PAM50PAC50. As Figuras 71, 72 e 73 apresentam no eixo  $x$  a posição onde é tomada a leitura das temperaturas dos termopares e no eixo  $y$  às medições de temperatura. As linhas interrompidas delimitam as seções do tubo de calor: evaporador, seção adiabática e condensador.

Na Figura 71, as distribuições de temperaturas para o tubo PAM50PAC50, carregado com 1,3 ml, são apresentadas. Pode-se observar que o tubo começa funcionar na temperatura de 50°C, para o transporte de 5W, mas neste nível, o vapor ainda não tem energia suficiente para percorrer todo o tubo. Para um transporte de 100W observa-se uma diferença máxima de temperaturas entre o evaporador e o condensador da ordem de 18°C, para uma temperatura máxima do evaporador de 83°C. Observa-se ainda nesta figura, que o vapor

consegue chegar até o condensador, completando o processo de início de operação após o transporte de 25W de potência.

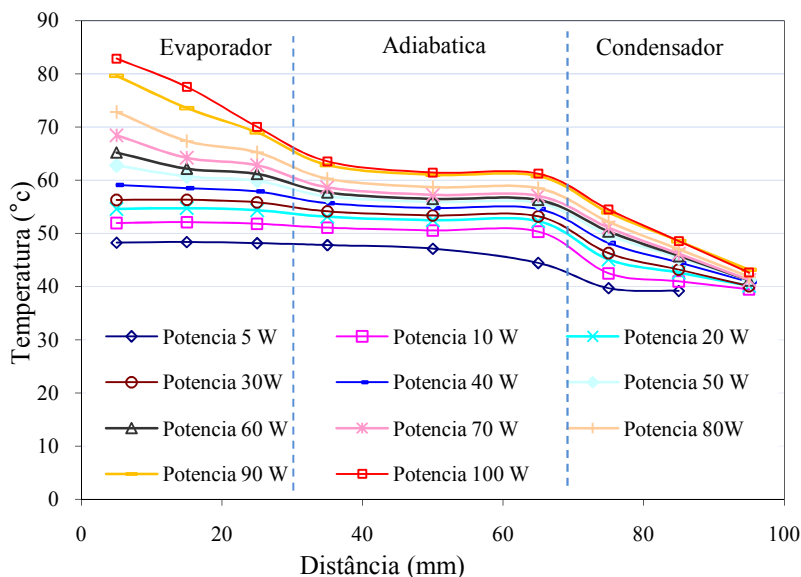


Figura 71 – Dados experimentais mini tubo PAM50PAC50 saturado com 1,3ml de água destilada e temperatura do banho 40°C.

Com a adição de 0,1ml a mais no mesmo tubo, observa-se que este consegue transportar uma potência de 100W, com resistências semelhantes às observadas com menos fluido de trabalho. Entretanto, a temperatura na região adiabática apresenta um aumento de cerca de 4°C e a do evaporador de 8°C, ou seja, menores resistências são observadas em comparação com o tubo preenchido com 1,3 ml de água. A Figura 72 apresenta as distribuições de temperatura para estas condições. Mesmo que o tubo seja capaz de transportar 104W, no nível de 95W já se começa a observar a secagem.

Finalmente, observa-se, na Figura 73, que, com o acréscimo de mais 0,1 ml de água, a diferença de temperaturas entre o evaporador e condensador são reduzidas em comparação aos dados obtidos com o nível de preenchimento anterior, mostrados na Figura 72.

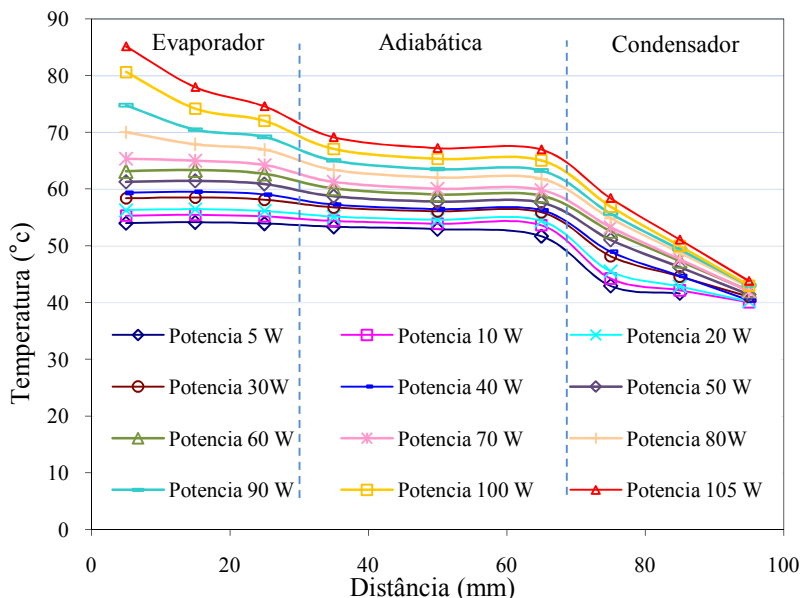


Figura 72 – Dados experimentais mini tubo PAM50PAC50 saturado com 1,4ml de água destilada e temperatura do banho a 40°C.

A temperatura do evaporador é cerca de 5°C maior para a máxima potência no evaporador e de aproximadamente 32°C no condensador. Neste nível de preenchimento de 1,5ml, o tubo apresenta a menor temperatura de operação no evaporador, ou seja, a menor resistência térmica, da ordem de 0,35 °C/W. O modelo proposto expressado pela Equação 4.5 para esta configuração e para uma temperatura de operação de 75 °C prevê um limite capilar da ordem de 108 W. Mas os resultados experimentais mostraram que o tubo conseguiu funcionar até um valor limite de 100W com uma temperatura media no evaporador de 76°C. No seguinte nível de potência de 104W, observa-se um aumento acentuado na temperatura do evaporador, evidenciando o início da secagem. Desta forma, o modelo de limite capilar simplificado desenvolvido neste trabalho (Equação 4.21) é capaz de prever este limite capilar com uma precisão de aproximadamente 8%, para esta configuração.



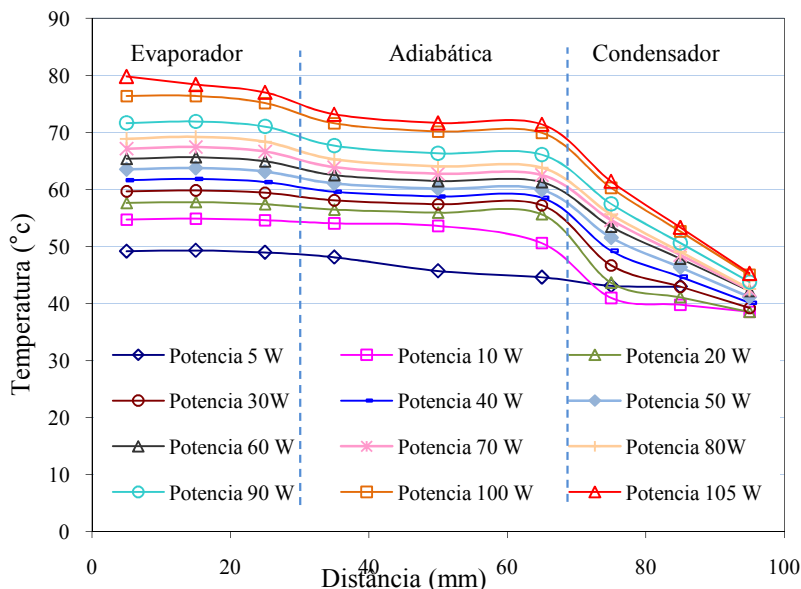


Figura 73 – Dados experimentais mini tubo PAM50PAC50 saturado com 1,5ml de água destilada e temperatura do banho a 40°C.

### 5.3.3 Sumário

Os resultados desta seção mostraram que os tubos fabricados empregando a técnica de deposição de pó produzem meios porosos com espessura de camada controláveis.

Os testes para a estimativa da quantidade de fluido para cada dispositivo mostram que, para o mini tubo PAM50PAC50, a máxima capacidade de transporte de calor foi atingida quando o tubo foi preenchido com 100% da quantidade teórica de fluido. Já o tubo de calor PAM100 apresentou o melhor funcionamento com 72% da quantidade teórica calculada. No caso do dispositivo PAM75PAC25 o melhor comportamento foi atingido para um valor de 89% da quantidade teórica necessária para preencher toda a estrutura porosa. Observa-se que esta porcentagem da quantidade teórica de fluido aumentou com o aumento do volume da camada de pó fino utilizada.

As hipóteses de que o emprego de camadas de porosidades diferentes modificam o comportamento térmico dos mini tubos de calor

foram comprovadas. Desta forma recomenda-se que sejam empregados meios porosos que apresentem alta capilaridade e alta permeabilidade ao mesmo tempo. Os testes realizados no protótipo do tubo de calor testado para a configuração PAM50PAC50 mostraram um aumento de 20% na potência máxima transportada (100W) em relação ao tubo cujo meio apresenta uma única camada de material PAM.

A adição de termos de pressão capilar e resistência hidráulica no modelo do limite capilar para a avaliação nos tubos de calor de múltipla camada mostrou ser apropriada. Sendo que uma diferença de apenas 8% foi encontrada em relação a valores experimentais, para o tubo PAM50PAC50. No entanto, o modelo não se mostrou eficiente para o tubo na configuração PAM75PAC25. É possível que a pequena espessura da camada com pó mais fino não proporcione o bombeamento capilar necessário.

## 6 CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

Neste trabalho foi testado e analisado o comportamento de uma nova tecnologia de meios sinterizados de porosidade variável em mini tubos de calor. As principais contribuições do presente trabalho são apresentadas a seguir:

- Fabricação de um equipamento para a medição da condutividade térmica efetiva de meios porosos de única e múltipla camada.
- Medição da condutividade térmica efetiva de meios porosos saturados com água destilada, metanol e em vácuo, com uma única e dupla camada de pó sinterizado.
- Caracterização de quatro materiais porosos, obtendo-se as propriedades empregadas na modelagem e avaliação de mini tubos de calor (permeabilidade, raio crítico, distribuição de tamanho de partícula e porosidade).
- Caracterização das estruturas porosas de dupla camada, empregando a análise de imagens na medição da porosidade e da espessura de suas camadas.
- Desenvolvimento de um modelo simplificado de resistências térmicas equivalentes, para a análise e avaliação da condutividade térmica efetiva dos meios porosos sinterizados, empregando a distribuição de tamanho de partícula do material e a curva de sinterização do seu processo de fabricação.
- Os resultados experimentais e a análises apresentadas pela modelagem matemática levaram a concluir que condutividade térmica e a geometria da matriz porosa são os fatores dominantes no resultado da condutividade térmica efetiva. Além disso, os resultados sugerem que a porosidade, sendo um parâmetro geométrico do meio poroso, não contém a informação física suficiente para determinar a condutividade térmica efetiva de um meio poroso sinterizado e um não sinterizado.
- Desenvolvimento de uma metodologia de fabricação de tubos de calor empregando meios porosos sinterizados de cobre com múltipla camada empregando técnicas como a deposição de pó solto com controle da espessura das camadas.

- Fabricação e avaliação de mini tubos de calor de múltipla camada de pó de cobre sinterizado, com geometria plana, empregando dois tipos de materiais porosos. Os resultados teóricos comprovaram as hipóteses de que o emprego de camadas de porosidades diferentes melhora o comportamento térmico dos mini tubos de calor. Provedo um maior bombeamento capilar sem diminuir sua permeabilidade. Os resultados para um protótipo de tubo de calor, testado com a configuração PAM50PAC50, mostraram um aumento de 20% na sua capacidade de transporte de potência em relação a tubos cujo meio poroso apresenta uma única camada de material PAM.
- A adição de termos de pressão capilar e de resistência hidráulica no modelo de limite capilar da literatura, proposta para a avaliação do limite capilar nos tubos de calor de múltipla camada, apresentou resultados muito bons. Este modelo modificado do limite capilar comparou com dados experimentais em 8%, para a configuração PAM50PAC50. No entanto, este modelo não reproduziu dados experimentais para tubos de calor com a configuração PAM75PAC25.

Para continuidade da presente linha de pesquisa, sugere-se o desenvolvimento dos seguintes tópicos:

- Estudo da mudança de fase em meios porosos de múltipla camada.
- Desenvolvimento de tubos de calor em circuito com porosidade variável.
- Realização de testes de longa duração a fim de avaliar o desempenho do material que compõe os mini tubos e a sua interação com o fluido de trabalho.

## REFERÊNCIAS

ASM INTERNATIONAL, **Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials**, Metals Handbook, vol. 2, 1990.

ALLAN, F. M.; HAIJJI, M. A.; ANWAR, M. N. **The Characteristics of Fluid Flow Through Multilayer Porous Media**. Journal of Applied Mechanics, Vol. 76. Department of Mathematical Sciences, United Arab Emirates University, 2009.

ASHBY, M. F. **A First Report on Sintering Diagrams**. Acta metallurgica, Vol 22, pp.275-289, 1974.

ATABAKI, N.; BALIGA, B.R.; **Effective Thermal Conductivity of Water- Saturated Sintered Powder-Metal Plates**. Heat and Mass Transfer, No. 44, pp 85-99, 2007.

BAHRAMI, M.; Yovanovich, M.; Culham R.J. **Effective Thermal Conductivity of Rough Spherical Packed Beds**, Int. J. Heat and Mass Transfer, No. 49, pp 3691-3701, 2006.

BERRE, M.L.; LAUNAY, S.; SARTRE, V.; Lallemand, M. **Fabrication and experimental investigation of silicon micro heat pipes for cooling electronics**. J. Micromech. Microeng. 13 (2003) 436–441.

BERTI, L. F. **Caracterização de cerâmicas porosas para aplicação em sistemas de bombeamento capilar**. Dissertação de Mestrado, PGMAT, UFSC, Florianópolis, 2008.

BIRNBOIM, A.; OLORUNYOLEMI, T.; CARMEL, Y. **Calculating the Thermal Conductivity of Heated Powder Compacts**. J. Am. Ceram. Soc, 84, n°6, pp.1315-1320, 2001.

CAO, Y.; FAGHRI, A.; MAHEFKY, T. E. **Micro/Miniature Heat Pipes and Operating Limitations**. Heat Pipes and Capillary Pumped Loops, HTD-Vol. 236, ASME, 1993.

CARSON, J.K.; LOVATT, S.J.; TANNER, D.J.; CLELAND, A. C. **Thermal Conductivity Bounds for Isotropic, Porous Materials**. Int. J. Heat Mass Transfer, No. 48, pp 2150-2158, 2005.

CATTON, I.; AMOUZEGAR, L.; REILLY, S. **Advances in Biporous Wick Design and Testing for Thermal Ground Planes**. Frontiers in Heat Pipes, Vol 1, n° 1, 3001. pp. 1-6. 2010

COBLE, R. L. Sintering Crystalline Solids I. **Intermediate and Final state Diffusion Models**. Journal of Applied Physics, New York, 1960.

CORSAN, J.M. **A compact Thermal Conductivity Apparatus for Good Conductors**. J. Phys. E:Sci.Instrum., Vol. 17,1984.

COTTER T P, **Principles and prospects for micro heat pipes**  
5th Int. Heat Pipe Conf. (Tsukuba, Japan, 14–18 May), vol 4  
pp 328–34, 1984.

CHAN C. K.; TIEN C.L. **Conductance of Packed Spheres in Vacuum**. Journal Heat Transfer, ASME, pp 302-308, August,1973.

CHEN Y. M., WU S. C., CHU C. I. **Thermal performance of sintered miniature heat pipes**. Heat and Mass Transfer 37, pp 611-616, 2001.

DE OLIVEIRA, A. S. **Uso de Termossifão em Câmara de Vapor para Eliminação de Pontos Quentes em Dissipadores Aletados**. Dissertação de Mestrado, Pós-Mec, UFSC, 2007.

DUNN, P. D.; REAY, D.A. **Heat Pipes**, Pergamon. 4. ed., 1994.

DULLIEN, F. A. L. **Porous Media Fluid Transport Pore Structure**. San Diego, Califórnia, 1979.

FERNANDES, C. P. **Engenharia de Microestruturas: Análise Quantitativa de Imagens e Simulação de Processos Físicos**. Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2002.

FAGHRI, A. **Heat Pipe Science and Technology**. Ed. Taylor & Francis, 874p, Washington, USA, 1995.

FORD, R. A.; HANDAM, M. H. **Coupled Parallel Flow Through Composite Porous Layers**. Applied Mathematics and Computation, Vol. 97, pp 261-271, 1998.

HANDLEY, G. R. **Thermal Conductivity of Packed Metal Powders**, Int. J. Heat Mass Transfer, No. 29, pp 909-920, 1986.

HOLMAN J.P. **Experimental Methods for Engineers**. New York, Third edition, Mc Graw – Hill, 1978.

INNOCENTINI, M. D. M.; SALVINI, V.R., PANDOLFELLI, V.C., COURY, J.R. **Assessment of Forchheimer's Equation to Predict the Permeability of Ceramic Foams**. Journal American Ceramic Society, Vol. 82, n° 7. pp. 1945-1948, 1999.

INMETRO, **Guia para Expressão da Incerteza da Medição**. 3a Ed, Rio de Janeiro: ABNT, INMETRO, 2003.

KAVIANY, M. **Principles of Heat Transfer in Porous Media**. New York: Springer, 1995.

KECECIOCLU, I.; JIANG, Y. **Flow Through Porous Media of Packed Spheres Saturated With Water**. Journal of Fluids Engineering, Vol. 116, March, pp. 164-170, 1994.

KLEIN, A. N. **Processamento de Materiais a Partir do Pó**. Monografia para concurso de professor titular da UFSC, 1992.

KLEIN, A. N.; MUZART, J. L. R.; SOUZA, A. R.; FREDEL, M. C.; WENDHAUSEN, P. A. P.; NASCIMENTO, R. M. **Process for removal of binders from parts produced by powder injection molding**. Patente de Número US 6,579,493 B1, concedida em 17 de Junho de 2003.

MANTELLI, M. B. H.; BUSCHINELLI, A. J. A.; NASCIMENTO, R. M.; PAIVA, K. V. **Diffusion welding of wire micro heat pipe arrays**. 12th International Heat Pipe Conference, Moscow-Kostrona-Moscow, Russia, 2002.

MANTELLI, M.B.H. Notas de Aula. **Tubos de Calor e Termossifões**. Florianópolis, 2006.

MAIRE, E.; COLOMBO, P.; ADRIEN, J.; BABOUT, L.; BIASETTO, L. **Characterization of the morphology of cellular ceramics by 3D image processing of X-ray tomography**. Journal of the European Ceramic Society, 27 (2007), p1973–1981, 20 May 2006.

MAXWELL, J. C. **A Treatise on Electricity and Magnetism**, Oxford University Press, New York, 1954.



MARQUES, F. O.; VIEIRA, N. H. **Processamento Digital de Imagens**. Rio de Janeiro : Brasport Livros e Multimídia Ltda.1999.

MONGOMERY, D. C.; RUNGER, G. C. **Applied Statistics and Probability for Engineers** . Jhon Wiley & Sons, Inc. 4th Ed, 2007.

NUERNBERG, V. G. G. **Desenvolvimento de Meios Porosos Metálicos para Utilização em Tubos de Calor**. Dissertação de Mestrado, PGMAT, UFSC, 2009.

PAIVA, K. V. Dissertação de Mestrado. **Comportamento térmico em gravidade e micro gravidade em mini tubos de calor do tipo fios-placas**. Pós-Mec UFSC, 2007.

PETERSON, G. P. **An Introduction to heat pipes. Modeling, Testing and Applications**. Wiley Interscience, Nova York – EUA, 1994.

PETERSON, G. P.; BABIN, B. R.; Wu D. **Steady –State Modeling an Testing of A Micro Heat Pipe**, Journal of Heat Transfer, Vol 112, p 595,1990.

REAY, D.; KEW, P. **Heat Pipes Theory, Design and Applications**, fifth edition, London, p367, 2006.

REIMBRECHT, E. G. **Fabricação e Caracterização de Elementos Porosos para Bombas Capilares**. Dissertação de Mestrado, PGMAT, UFSC, 1998.

REIS, F. **Estudo e Desenvolvimento de um Elemento Poroso de Cobre para Aplicação em Mini Tubos de Calor**. Trabalho de Conclusão de Curso. Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2010.

**SOUZA, W. Estudo da Porosidade ideal de uma Estrutura Sinterizada de Cobre Puro para Aplicação em uma Câmara de Vapor.** UFSC, Engenharia de Materiais. Florianópolis, 2008.

**SWINKELS, F. B.; ASHBY, M. F. A second Report on Sintering Diagrams.** Acta Metallurgica, Vol. 29, pp.259-281, 1981.

**THÜMMLER, F.; OBERACKER, R. An Introduction to Powder Metallurgy,** London: The Institute of Materials, 1993.

**THEWSEY, D.J.; Zhao, Y. Y; Thermal Conductivity of porous Copper Manufactured by the Lost Carbonate Sintering Process,** phys. stat. sol. 205 n °5, pp.1126-1131, 2008.

**TING, J. M.; LIN, R. Y. Effect Particle Size Distribution on Sintering.** Journal of materials science, Vol 30, pp.2382-2389,1995.

**TSAO, G. T. Thermal Conductivity of Two-phase Materials, Industrial and Engineering Chemistry.** 35(1961),No 5.May, 1961.

**VASILIEV, L. L. Micro and Miniature Heat Pipes – Electronic Component Coolers.** applied thermal engineering, abr. 2006.

**VIEIRA, S.; HOFFMANN, R. Estatística Experimental.** Editora Atlas S.A. São Paulo, 1989.

**XIAO, B.; FAGHRI, A. A Three-dimensional Thermal-Fluid Analysis of Flat Heat Pipes.** international journal heat and transfer, 51(2008), p3113-3126, 2007.

XIAO, H.; FRANCHI, G. **Desing and Fabrication of Hybrid Bi-modal Wick Structure for Heat Pipe Application.** J Porous Mater, 15(2008), pp 635-642, 2008.

YOVANOVICH, M. M; SCHEIDER G. E.; TIEN C. H. **Thermal Resistance of Hallow Spheres Subjected to Arbitrary Flux Over Their Poles**, 2<sup>nd</sup> AIAA/ASME, Palo Alto California, 1978.

YEH, C. C.; Chen C. N.; Chen Y. M. **Heat Transfer Analysis of a Loop Heat Pipe with Biporous Wicks.** International Journal of Heat and Mass Transfer, 52 (2009), pp 4426–4434, 15 may, 2009.

## APÊNDICE A – Análise geométrica

### A.1 Relações geométricas do modelo físico da condutividade térmica.

A seguir é apresentado o desenvolvimento das relações geométricas empregadas para calcular os parâmetros geométricos do modelo físico apresentado na Figura 17, proposto no presente trabalho para a determinação teórica da condutividade térmica efetiva de um meio poroso sinterizado.

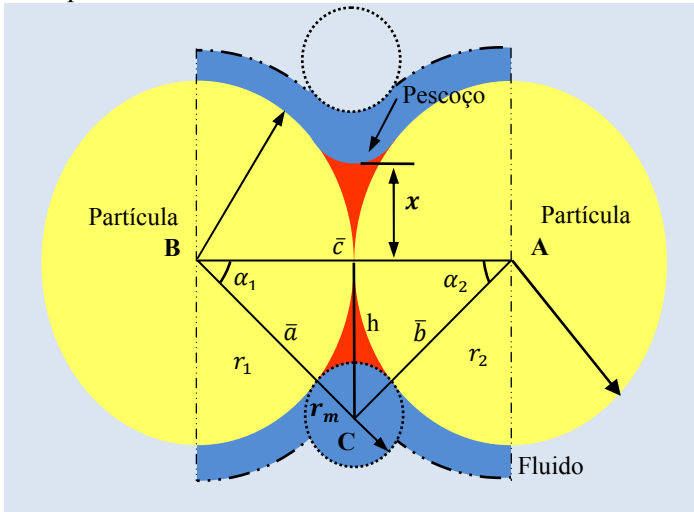


Figura A.1 – Relações geométricas da célula estudada.

Seja o triângulo  $ABC$  com lados  $a$ ,  $b$  e  $c$ , apresentado na Figura A.1 e supondo de forma geral que as duas esferas são de diferente diâmetro. Temos que a área do triângulo é igual à raiz quadrada do produto do semiperímetro, com o semiperímetro menos um lado, com o semiperímetro menos o segundo lado e com o semiperímetro menos o terceiro lado, conhecida como Fórmula de Hierão (Shaum20XX) igual:

$$A_k = \sqrt{s(s - \bar{a})(s - \bar{b})(s - \bar{c})} \quad (\text{A.1})$$

$$\text{com} \quad s = \frac{1}{2}(\bar{a} + \bar{b} + \bar{c}) \quad (\text{A.1a})$$

onde  $A_k$  é a área do triângulo,  $s$  é o semiperímetro e  $a, b, c$  são os lados do triângulos.

Definindo os termos da Equação A.1 e A.1a em função das variáveis da célula obtêm:

$$a = r_1 + r_m \quad (\text{A.2})$$

$$b = r_2 + r_m \quad (\text{A.3})$$

$$c = r_1 + r_2 \quad (\text{A.4})$$

$$s = r_1 + r_2 + r_m \quad (\text{A.5})$$

Então, substituindo estes termos na Equação A.1,

$$A_k = \sqrt{(r_1 + r_2 + r_m)r_1r_2r_m} \quad (\text{A.6})$$

Agora, para triângulos ABC também temos que a área pode ser calculada pelo produto da base e altura do triângulo dividido por dois, de forma que uma expressão deste tipo fica:

$$A_k = \frac{bh}{2} \quad (\text{A.7})$$

Substituindo os termos em função dos parâmetros da célula unitária a Equação A.6 torna-se:

$$A = \frac{(r_1 + r_2)(x + r_m)}{2} \quad (\text{A.8})$$

Igualando a Equação A.8 com a Equação A.6 obtêm-se a Equação 4.1

$$\frac{(r_1 + r_2)(x + r_m)}{2} = \sqrt{(r_m + r_1 + r_2)r_m r_1 r_2} \quad \text{Rep (4.1)}$$

Para o caso em que  $r_1 = r_2$  a Equação 4.1 torna-se:

$$r_m = \frac{x^2}{r_1 - x} \quad \text{Rep (4.2)}$$

Esta Equação é empregada na modelagem da sinterização, para ao cálculo do  $r_m$  em função do  $x$  na Equação 2.1.



APÊNDICE B – Análise de incertezas

B.1 ANALISE DE INCERTEZA DA CONDUTIVIDADE TÉRMICA EFETIVA

B.1.1 Incerteza da temperatura

A cadeia de medição de temperatura inicia no termopar tipo T (cobre – constantan) com diâmetro de 0,07 mm, o qual é ligado por meio de um cabo de extensão (diâmetro de 0,5 mm) ao sistema de aquisição de dados, que envia o sinal ao computador, no qual é processada a informação com o Labview 8.6. Na medição da temperatura são levadas em conta as incertezas associadas a cada um dos componentes, os quais são apresentados na Tabela B.1.

Tabela B.1- Incerteza de medição da temperatura.				
Símbolo	Incerteza	Valor	Distribuição de	$u_i(\pm)$
	tipo B		probabilidade	
T	Erro do termopar	$\pm 1^{\circ}\text{C}$	Ret. (68%)	0,577
	Erro máximo do sistema de aquisição de dados	$\pm 0,23^{\circ}$	Ret. (68%)	0,445
	Resolução da cadeia de medição de temperatura	$\pm 0,1^{\circ}\text{C}$	Ret. (68%)	0,0577
$u_T$	Incerteza combinada		Normal (68%)	0,731

A incerteza combinada da medição da temperatura é igual a:

$$u_T = \sqrt{u_{termopar}^2 + u_{placa}^2 + u_{Resolução}^2}$$

(B.1)

Uma vez que todas as incertezas da cadeia de medição de temperatura são de tipo B, seu grau de liberdade é sempre infinito. Tem-se então que a incerteza expandida é igual ao dobro da incerteza combinada já que para este cálculo é considerado uma distribuição normal, a qual com 95.45 de probabilidade têm um fator de abrangência  $k_s = 2$ . Logo a incerteza expandida corresponde ao dobro da incerteza combinada.

### B.1.2 Incerteza do comprimento

Os comprimentos e as distâncias entre termopares representam outras grandezas medidas e empregadas como dados de entradas e as distâncias entre termopares. Nesta medição foram analisadas e consideradas as incertezas relacionadas ao paquímetro utilizado nas medições. Segundo o fabricante a resolução do instrumento é de  $0,01mm$ , com uma precisão de  $\pm 0,01mm$ . Também foram consideradas as associada as incerteza devida à influência da temperatura, onde foi assumida uma distribuição triangular foi adotada para uma temperatura de medição segundo a temperatura de  $20 \pm 10^\circ C$  e um coeficiente de expansão do aço inox  $\alpha = 11.5 \mu m/m \cdot K$ . Um resumo das incertezas calculado e apresentado na Tabela B.2.

**Tabela B.2- Incerteza de medição da longitude.**

Símbolo	Incerteza tipo B	Valor	$u_i(\pm)$
	Limites de erro especificados pelo fabricante	$\pm 0,01m$	$5,77\mu m$
	Resolução de um instrumento digital	$\pm 0,01mm$	$5,77\mu m$
	Influencia da temperatura	$\Delta T = 10^\circ C$	$1,16\mu m$
$u_L$	Incerteza combinada		$8,24\mu m$
$U_L$	Incerteza expandida		$\pm 16,48\mu m$



### B.1.3 Incerteza expandida na medição condutividade térmica efetiva

Como já foram mencionadas as incertezas foram calculadas segundo a metodologia apresentada pelo INMETRO (2003), esquematizado na Figura 42. Para o calculo da incerteza expandida para a temperatura, aplicando a Equação 4.6 levando em consideração como variáveis de entrada a temperatura, fluxo de calor, área transversal da amostra e o comprimento a expressão torna-se:

$$U_{k_e} = \left[ \left( \frac{\partial k_e}{\partial Q} \right)^2 (u_q)^2 + \left( \frac{\partial k_e}{\partial T} \right)^2 (u_T)^2 + \left( \frac{\partial k_e}{\partial l} \right)^2 (u_l)^2 + \left( \frac{\partial k_e}{\partial A} \right)^2 (u_A)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{B.2})$$

onde,  $k_e$  é a condutividade térmica efetiva, e  $u_q, u_T, u_l$  e  $u_A$  são, respectivamente, as incertezas padrão combinadas calculadas para as grandezas de entrada medidas temperatura, fluxo de calor, área transversal da amostra e o comprimento, segundo o Holman(1978) e ABTN-INMETRO (2003).

As derivadas parciais são calculadas a partir da Equação 4.20

$$k_e = \frac{l}{\Delta T A} \left[ \bar{Q} - \Delta T \left( \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right) \right] \quad \text{Rep. (4.20)}$$

O termo entre parêntesis na Equação 4.20 é considerado como constante e não é levado em consideração no calculo da incerteza expandida. Os cálculos mostram que a grandeza dominante na propagação de incertezas é a temperatura. A incerteza combinada da temperatura teve um valor de 0,73°C (Ver tabela A.1), para caso da incerteza expandida com a mediação dos comprimentos foi adotada uma incerteza do paquímetro analisadas na seção A.1.2 e apresentado na Tabela A.2. A estimação da incerteza do fluxo de calor foi assumida como a diferença entre o máximo fluxo de calor medido nos fluxímetros e o fluxo médio (assumida como a maior leitura do equipamento) dividido pelo maior fluxo.

A incerteza da área transversal de é dada por:

$$A_t = WH \quad (\text{B.3})$$

onde  $W$   $H$  são as dimensões da área da amostra. Aplicando a Equação 4.6, a incerteza da  $A_{transversal}$  é expressa por:

$$\partial A_t = \left[ \left( \frac{\partial A_t}{\partial W} \right)^2 (u_W)^2 + \left( \frac{\partial A_t}{\partial H} \right)^2 (u_H)^2 \right]^{1/2} \quad (\text{B.4})$$

Os resultados das medições e suas incertezas de medição são apresentados nas tabelas B.3 B.4 e B.5 para os meios porosos saturados com água, metanol e em vácuo respectivamente.

**Tabela B.3 - Resultados da medição e as incertezas combinadas expandida medição condutividade térmica efetiva do cobre-água.**

Água	Exp 1	$\pm U_{k_e}$	$U_{k_e} \%$	Exp 2	$\pm U_{k_e}$	$U_{k_e} \%$
PAM100AL	36	4,12	11,44	34	3,8	11,18
PAM75PAC25	38	4,42	11,57	37	4,2	11,35
PAM50PAC50	42	6,18	14,71	44	5	11,36
AL						
PAC100AL	52	5,76	11,08	53	7,46	14,08

**Tabela B.4 - Resultados da medição e as incertezas combinadas expandida medição condutividade térmica efetiva do cobre-metanol.**

Metanol	Exp 1	$\pm U_{k_e}$	$U_{k_e} \%$	Exp 2	$\pm U_{k_e}$	$U_{k_e} \%$
PAM100AL	35	7,36	21,03	34	5,4	15,88
PAM75PAC25	37	4,5	12,16	37	4,4	11,89
PAM50PAC50	39	8,34	21,38	39	7,96	20,41
AL						
PAC100AL	50	10,52	21,04	50	10,7	21,40

**Tabela B.5 - Resultados da medição e as incertezas combinadas expandida medição condutividade térmica efetiva do cobre - vácuo.**

Vácuo	Expr. 1	$\pm U_{k_e}$	$U_{k_e} \%$	Exp 2	$\pm U_{k_e}$	$U_{k_e} \%$
PAM100AL	33	3,82	11,58	33	4,86	14,73
PAM75PAC25	36	5,3	14,72	35	3,12	8,91
PAM50PAC50 AL	38	4,22	11,11	40	5,24	13,1
PAC100AL	51	5,68	11,14	51	4,58	8,98

## B.2 ANALISE DE INCERTEZA DA RESISTÊNCIA TÉRMICA DOS MINI TUBOS DE CALOR DE MÚLTIPLA CAMADA

### B.2.1 Incerteza da potencia aplicada no tubos de calor

Como foi apresentado na Seção 4.2.1.1 a resistência térmica do experimento dos mini tubos de calor é calculada a partir da Equação 4.22.

$$R_t = \frac{\bar{T}_{eva} - \bar{T}_{cond}}{P_e} \quad \text{Rep 4.22}$$

Seguindo o mesmo procedimento empregado no cálculo da incerteza da condutividade térmica efetiva, é aplicada a Equação 4.6. Para calcular a incerteza de medição da resistência térmica global, emprega-se a expressão da forma:

$$U_{R_t} = \left[ \left( \frac{\partial R_t}{\partial \bar{T}_{eva}} \right)^2 (u_{\bar{T}_{eva}})^2 + \left( \frac{\partial R_t}{\partial \bar{T}_{cond}} \right)^2 (u_{\bar{T}_{cond}})^2 + \left( \frac{\partial R_t}{\partial P_e} \right)^2 (u_{P_e})^2 \right]^{1/2} \quad (\text{B.5})$$

Onde  $R_t$  é a resistência experimental,  $P_e$  é a potência ministrada pela fonte ao tubo de calor,  $\bar{T}_{eva}$  e  $\bar{T}_{cond}$  são as temperaturas média no evaporador e condensador respectivamente,  $u_{\bar{T}_{eva}}$ ,  $u_{\bar{T}_{cond}}$  e  $u_{P_e}$  são as incertezas combinadas associadas da temperatura média do evaporador,

a temperatura média do condensador e potência fornecida pelas resistências elétricas respectivamente.

A potência do experimento é definida como:

$$P_e = Vi \quad (B.6)$$

Onde  $V$  é a tensão elétrica e  $i$  é a corrente fornecida pela fonte. A incerteza padrão combinada da potência experimental será dada pela equação:

A sua vez, a incerteza da potência total de entrada será:

$$u_{P_e} = \left[ \left( \frac{\partial P_e}{\partial V} \right)^2 (u_V)^2 + \left( \frac{\partial P_e}{\partial i} \right)^2 (u_i)^2 \right]^{1/2} \quad (B.7)$$

Para as incertezas associadas à fonte de potência assumiu-se como incerteza a menor divisão de escala dos mostradores de corrente e de tensão da fonte. Assim, o erro cometido na medição da corrente é igual a 0,01A e na medição da tensão igual a 0,1V.

Desta forma é completado o conjunto de Equações empregadas no cálculo da incerteza para a resistência térmica do mini tubos testados no presente trabalho.



## ANEXO A – Testes composição química

Universidade Federal de Santa Catarina.  
Laboratório de Espectrometria Atômica.  
Florianópolis, 19 de agosto de 2011.

### Resultado de Análise

Serviço Prestado: Determinação de cobre (Cu) em amostras sólidas.

Solicitação do Serviço: Juan Pablo Flórez M

Técnicas Utilizadas: Espectrometria de Absorção Atômica de Alta Resolução com Fonte Contínua com atomização em chama.

Amostras: Sólidos

Resultados das determinações:

Metais	Amostra B1	Amostra B2
Cu	98±1 %	96±1 %

Procedimentos utilizados:

As amostras foram digeridas com a adição de 2 mL de ácido nítrico  $\text{HNO}_3$  bi-destilado e completado o volume para 50 mL com água deionizada para posterior determinação dos metais.

Equipamentos Utilizados:

- 1- Espectrômetro de Absorção Atômica de Alta Resolução com Fonte Contínua com atomização em chama, marca AnalytikJena, modelo ContrAA 700, Alemanha.

Observações:

As amostras foram preparadas e entregues em nosso laboratório pelo interessado.

Os resultados se referem somente as amostras analisadas.

---

Responsável técnico  
Jairo Bez Fontana  
Químico Industrial  
CRQ 13200033 – 13ª Região